



FAU Studien aus dem Maschinenbau 340

Simon Spreng

Numerische, analytische und
empirische Modellierung des
Heißcrimpprozesses

Simon Spreng

Numerische, analytische und empirische Modellierung
des Heißcrimpprozesses

FAU Studien aus dem Maschinenbau

Band 340

Herausgeber der Reihe:

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing. Nico Hanenkamp

Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Prof. Dr.-Ing. Sandro Wartzack

Dipl.-Wirtsch.-Ing. Simon Spreng

**Numerische, analytische und
empirische Modellierung des
Heißcrimpprozesses**

Dissertation aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung
und Produktionssystematik (FAPS)

Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke

Erlangen

FAU University Press

2020

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek:
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Bitte zitieren als

Spreng, Simon. 2020. *Numerische, analytische und empirische Modellierung des Heißcrimpprozesses*. FAU Studien aus dem Maschinenbau Band 340. Erlangen: FAU University Press. DOI: 10.25593/978-3-96147-294-9.

Das Werk, einschließlich seiner Teile, ist urheberrechtlich geschützt. Die Rechte an allen Inhalten liegen bei ihren jeweiligen Autoren. Sie sind nutzbar unter der Creative Commons Lizenz BY-NC.

Der vollständige Inhalt des Buchs ist als PDF über den OPUS Server der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg abrufbar: <https://opus4.kobv.de/opus4-fau/home>

Verlag und Auslieferung:
FAU University Press, Universitätsstraße 4, 91054 Erlangen

Druck: docupoint GmbH

ISBN: 978-3-96147-293-2 (Druckausgabe)
eISBN: 978-3-96147-294-9 (Online-Ausgabe)
ISSN: 2625-9974
DOI: 10.25593/978-3-96147-294-9

**Numerische, analytische und
empirische Modellierung des Heißschrumpprozesses**

Der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität
Erlangen-Nürnberg

zur
Erlangung des Doktorgrades Dr.-Ing.

vorgelegt von

Dipl.-Wirtsch.-Ing. Simon Spreng

aus Kösching

Als Dissertation genehmigt
von der Technischen Fakultät
der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der mündlichen

Prüfung: 09.07.2019

Vorsitzender des

Promotionsorgans: Prof. Dr.-Ing. Reinhard Lerch

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing Jörg Franke

Prof. Dr.-Ing Nico Hanenkamp

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik (FAPS) an der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg (FAU).

Mein besonderer Dank gilt dem Lehrstuhlinhaber Herrn Prof. Dr.-Ing. Jörg Franke für die Förderung meiner Forschungsarbeit, den mir gewährten wissenschaftlichen Freiraum und das entgegengebrachte Vertrauen während meiner Tätigkeit am Lehrstuhl. Ein ebenso großer Dank gilt meinen ehemaligen Kollegen Dr.-Ing. Johannes Kohl sowie Dipl.-Ing. Alexander Meyer für die stets enge, konstruktive und kollegiale Zusammenarbeit in einer Vielzahl an Themenstellungen, die von großer Bedeutung für die vorliegende Dissertationsschrift sind. Zudem möchte ich meinem Kollegen Tobias Glässel M. Sc. für die gemeinsamen, fruchtbaren Diskussionen im Bereich der Kontaktierungstechnik danken. Ein großer Dank geht auch an meine beiden Forschungsbereichsleiter Dr.-Ing. Florian Risch und Dr.-Ing. Alexander Kühl, die für mich stets ein Vorbild hinsichtlich ihrer vorgelebten Arbeitsmoral, Führungskultur sowie der angestrebten Vision für den Forschungsbereich E|Drive darstellten. Meinen speziellen Dank richte ich an Dr.-Ing. Jan Tremel, der mich durch meine Studien- und Diplomarbeiten mit dem Lehrstuhl vertraut machte und durch seinen Einsatz eine Einstellung als wissenschaftlicher Mitarbeiter ermöglichte. Weiterhin bedanke ich mich bei meinen weiteren Kollegen des Lehrstuhls, insbesondere am Standort Nürnberg, für die stets kollegiale Zusammenarbeit. Abschließend möchte ich mich bei meinen Eltern bedanken, die mich stets während meines Bildungswegs unterstützt haben.

Mein ganz besonderer Dank geht an meine Frau Veronika und meinen Sohn Philipp. Da sich der Promotionsprozess zu einem wesentlichen Anteil im Anschluss an die Forschungstätigkeit abspielte, musste in den letzten beiden Jahren ein Großteil der gemeinsamen Zeit für die Dissertationsschrift aufgewendet werden. Hier war ich mir stets der vollen Rücken- deckung, Liebe und Unterstützung meiner Familie sicher. Nur hierdurch wurde die erfolgreiche Finalisierung der Promotion ermöglicht.

Nürnberg, Oktober 2019

Simon Spreng

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis	ix
1 Einleitung und Zielstellung	1
2 Grundlagen der Kontaktierung im Elektromaschinenbau	5
2.1 Einordnung der Kontaktierung in die Elektromotorenfertigung.....	5
2.1.1 Zentrale Bestandteile eines Elektromotors	5
2.1.2 Prozesskette zur Produktion von Statoren elektrischer Motoren	8
2.1.3 Potentielle Kontaktsysteme eines Elektromotors.....	10
2.2 Grundlegende Materialeigenschaften möglicher Kontaktpartner im EMB.....	11
2.2.1 Charakterisierung wesentlicher Merkmale von Kupferlackdrähten	11
2.2.2 Charakterisierung der Anschlagteile des Elektromaschinenbaus	15
2.3 Verfügbare Kontaktierungstechnologien im Bereich des EMB.....	16
2.3.1 Technologien zum Entfernen von Isolationslack	16
2.3.2 Technologien zum Kontaktieren von Lackdrähten.....	23
2.3.3 Technologien zum Abisolieren und gleichzeitigen Kontaktieren von Lackdraht	29
2.3.4 Auswahl der für den Anwendungsfall näher zu betrachtenden Verfahren	34
2.4 Prüfverfahren zur Qualifizierung von Verbindungstechnologien im Elektromaschinenbau.....	37
2.4.1 Prüfung von Crimpkontakten im Bereich Elektromaschinenbau.....	37
2.4.2 Prüfung von Crimpkontakten im Bereich der Automobilindustrie	41
2.5 Ableitung des Forschungsbedarfs.....	46

3	Beschreibung des Heißscrimprozesses mittels der Methoden der statistischen Versuchsplanung.....	51
3.1	Versuchsdesign zur statistischen Beschreibung des Heißscrimprozess.....	51
3.1.1	Die Haupteinflussgrößen des Heißscrimprozesses.....	52
3.1.2	Versuchsdesign zur Ermittlung statistisch signifikanter Effekte	55
3.2	Ermittlung der statischen Verbindungsqualität	63
3.2.1	Qualifizierung der mechanischen Verbindungsqualität	64
3.2.2	Quantifizierung der elektrischen Verbindungsqualität	75
3.3	Ermittlung der Prozesseffizienz	85
3.3.1	Quantifizierung des Prozessenergiebedarfs	86
3.3.2	Ermittlung und Optimierung der Prozessstabilität und des Rüstaufwands	89
3.4	Validierung des hybriden Regressionsansatzes	100
3.4.1	Validierung der Kontaktierungsfunktion.....	102
3.4.2	Validierung der Widerstandsberechnungsfunktion	104
3.4.3	Validierung der Auszugskraftprädiktionsbeziehung	107
3.4.4	Validierung der Energieverbrauchsrechnungsfunktion	109
3.4.5	Validierung der Methodik zur Bestimmung des Werkzeugverschleißes	111
4	Beschreibung des Heißscrimprozesses mittels der Methoden der numerischen Prozesssimulation.....	113
4.1	Strukturmechanische Simulation zur Ermittlung der Umformung	113
4.1.1	Grundlagen der expliziten strukturmechanischen Simulation	113
4.1.2	Aufbau und Validierung der strukturmechanischen Simulation	115
4.2	Überführung der Mechaniksimulation in eine elektrisch-thermische Simulation.....	119
4.2.1	Aufbau der stationären Wärmesimulation	120
4.2.2	Abgleich der Simulationsergebnisse mit realen Zielgrößenausprägungen	124

4.3	Validierung und Bewertung des Simulationsansatzes	127
4.3.1	Analyse der Haupteingangsgrößen des Modells	127
4.3.2	Übertragung der FEM-Simulation auf weitere Werkzeugtypen	130
5	Analytischer Ansatz zur Beschreibung des Heißscrimprozesses	133
5.1	Wärmebilanz während des Heißscrimprozesses	133
5.1.1	Verteilung der Wärmedissipation im Heißscrimprozess.....	133
5.1.2	Ermittlung der relevanten Wärmetransportvorgänge im Heißscrimprozess	135
5.2	Analytische Berechnung des minimalen Energieverbrauchs zum vollständigen Abisolieren von Kupferlackdrahtbündeln	142
5.2.1	Vereinfachende Annahmen des Berechnungssystems.....	142
5.2.2	Bestimmung des Energieverbrauchs der instationären Prozessphase.....	144
5.2.3	Bestimmung des Energieverbrauchs der stationären Prozessphase.....	147
5.2.4	Beispielhafte Berechnung des minimalen Energieverbrauchs	155
5.3	Validierung des analytischen Ansatzes.....	160
5.3.1	Einfluss wesentlicher Eingangsgrößen auf das Berechnungsergebnis.....	160
5.3.2	Übertragung der Erkenntnisse auf noch unbekannte Prozessparameter.....	164
6	Evaluierung der ganzheitlichen Modellierungsansätze	167
6.1	Optimierung eines industriellen Heißscrimparametersatzes.....	167
6.1.1	Analyse der Verbesserungspotentiale	167
6.1.2	Präzision der Prädiktionsformeln gegenüber den optimierten Parametern	172
6.2	Nutzen der ganzheitlichen Optimierung zur Gegenüberstellung potentieller Prozessalternativen.....	173
6.2.1	Statischer Vergleich der ausgewählten Prozessalternativen ..	174
6.2.2	Charakterisierung der Langzeitverbindungseigenschaften der ausgewählten Prozessalternativen.....	176

7	Zusammenfassung und Ausblick	183
8	Summary and Outlook	187
	Literaturverzeichnis	191

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

<i>Symbol</i>	<i>Einheit</i>	<i>Beschreibung</i>
a	m	Einschublänge Rohrkabelschuh
A	m^2	Oberfläche eines konvektiv umströmten Körpers
A_i	m^2	Oberfläche einer Wärmestrahlung aussendenden Körpers
A_{EI}	m^2	Querschnittsfläche eines Einzelleiters einer Verbindung
$a_{E.form}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenmaterial-abhängigen Veränderung des Prozessenergiebedarfs
$a_{F.form}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenmaterial-abhängigen Veränderung der Auszugskraft
A_{gl}	m^2	Querschnittsfläche der Glühzone
$a_{H.form}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenmaterial-abhängigen Veränderung der Anzahl an kontaktierten Drähten
a_i	m	Radius der α -Punkte (mikroskopisch kleine Berührungspunkte)
$a_{R.form}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenmaterial-abhängigen Veränderung des Übergangswiderstands
A_s	m^2	Scheinbare Kontaktfläche
A_w	m^2	Wirksame Kontaktfläche
b	$\frac{J}{m^2 K \sqrt{s}}$	Wärmeeindringkoeffizient
$b_{E.mat}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenformabhängigen Veränderung des Prozessenergiebedarfs

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

$b_{F,mat}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenformabhängigen Veränderung der Auszugskraft
$b_{H,mat}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenformabhängigen Veränderung der Anzahl an kontaktierten Drähten
b_{ks}	m	Breite der Verbindungsfläche des verformten Kabelschuhs
$b_{R,mat}$	-	Faktor zur Abbildung der elektrodenformabhängigen Veränderung des Übergangswiderstands
b_{Quader}	m	Breite des Quaders der Glühzone, indem Energie dissipiert wird
$CF_{,quer}$	-	Faktor zur Abbildung der Abhängigkeit der Auszugskraft vom Verbindungsquerschnitt
$CH_{,quer}$	-	Faktor zur Abbildung der Abhängigkeit des Anteils an kontaktierten Drähten vom Verbindungsquerschnitt
c_p	$\frac{J}{kgK}$	Spezifische Wärmekapazität
$CR_{,quer1}$	-	Experimentell ermitteltes, querschnittabhängiges Übergangswiderstandsminimum einer Verbindung
$CR_{,quer2}$	-	Faktor zur Abbildung der Abhängigkeit des Übergangswiderstands vom Verbindungsquerschnitt
d_1	m	Innendurchmesser Rohrkabelschuh
d_3	m	Außendurchmesser Rohrkabelschuh
d_F	m	Filmdicke der Fremdschicht
d_{iso}	-	Faktor zur Abbildung der Zersetzungseigenschaften variierender Isolationswerkstoffe
$d_{F,DS}$	-	Faktor zur Abbildung des Einflusses der Drahtstärke der Einzellitzen einer Crimpverbindung auf dessen Auszugskraft

$d_{R,DS}$	-	Faktor zur Abbildung des Einflusses der Drahtstärke der Einzellitzen einer Crimpverbindung auf dessen Übergangswiderstand
E_{Ges}	J	Gesamtenergieverbrauch der Heißcrimpanlage
E_{Pumpe}	J	Energieverbrauch des Hydraulikaktors
E_{Wirk}	J	Elektrische Wirkenergie
f	Hz	Frequenz
F	N	Presskraft des Hydraulikaktors der Heißcrimpanlage
F_{max}	N	Mechanische Auszugskraft einer Crimpverbindung
F_K	N	Kontaktkraft
g	m/s^2	Erdbeschleunigung
Gr	-	Grashof-Zahl
H	%	Anzahl der kontaktierten Drähte einer Verbindung im Verhältnis zur Gesamtdrahtmenge
H_c	kg/m^2	Meyershärte
HP	bar	Druck des Hydraulikaktors der Heißcrimpanlage
h_{Quader}	m	Höhe des Quaders der Glühzone, indem Energie dissipiert wird
I	A	Stromstärke
I_G	A	Stärke des gemessenen Stromes
k	-	Anzahl untersuchter Faktoren
K_{It}	A^2s	Faktor zur Abbildung der Stromflussdichte
L	m	Charakteristische Länge eines konvektiv umströmten Körpers

l_L	m	Länge des Leiterbündels einschließlich der Verbindungslängen
l_{zL}	m	Länge des Leiterbündels abzüglich der Verbindungslängen
l_{Auflage}	m	Länge der Auflagefläche der Elektrode auf dem verformten Kabelschuh
l_{Quader}	m	Länge des Quaders der Glühzone, indem Energie dissipiert wird
$m_{A,ÜB}$	kg	Masse der Glühzone des Ambosses
$m_{\text{Drähte}}$	m^{-1}	Materialkonstante zur Abbildung des drahtabhängigen Konvektionsverhaltens
$m_{\text{iso,Ü}}$	kg	Masse des pro Drahtlage zu verbrennenden Isolationsmaterials
$m_{S,ÜB}$	kg	Masse der Glühzone des Stempels
m_w	-	Anzahl der Würfelpunkte eines vollfaktoriellen Versuchsplans
m_z	-	Gesamtanzahl aller Einstellungen des Versuchsdesigns
n	-	Anzahl der Lackdrähte in einem Bündel
n_o	-	Anzahl an Wiederholungen des Zentrums punktes
$N_{\text{Ab,Mo}}$	-	Anzahl an Crimpwiederholungen, bis Elektrode das Verschleißkriterium erreicht
Nu	-	Nußelt-Zahl
$N_{\text{Ü}}$	-	Anzahl an Wärmeübergängen in der Verbindung
p	bar	Druck
Pr	-	Prandtl-Zahl

PW	W ^{0,5}	Regelwert für die Höhe der eingebrachten Leistung der Heißscrimanlage
P _{Wirk}	W	Elektrische Wirkleistung
Q _A	J	Im Amboss dissipierte Wärmeenergie
Q _{dis}	J	Insgesamt dissipierte Energiemenge
Q _{Draht}	J	In den Drähten dissipierte Wärmeenergie
Q _{Iso}	J	Benötigte Wärmeenergie zur Zersetzung der Isolation
Q _{KS}	J	Im Kabelschuh dissipierte Wärmeenergie
Q _S	J	Im Stempel dissipierte Wärmeenergie
\dot{q}	$\frac{J}{sm^3}$	Wärmestromdichte
\dot{q}_{s_real}	$\frac{J}{sm^3}$	Auf Strahlung zurückzuführende Wärmestromdichte
\dot{q}_w	$\frac{J}{sm^3}$	Auf Konvektion zurückzuführende Wärmestromdichte
\dot{Q}	W	Wärmefluss
\dot{Q}_{Kon_a}	W	Konvektive Wärmeverlustströme am Amboss
\dot{Q}_{Kon_Draht}	W	Konvektive Wärmeverlustströme an den Drähten
\dot{Q}_{Kon_ks}	W	Konvektive Wärmeverlustströme am Kabelschuh
\dot{Q}_{Kon_s}	W	Konvektive Wärmeverlustströme am Stempel
\dot{Q}_{Str_a}	W	Wärmeverluststrom durch Strahlungsemission am Amboss
\dot{Q}_{Str_Draht}	W	Wärmeverluststrom durch Strahlungsemission an den Drähten
\dot{Q}_{Str_ks}	W	Wärmeverluststrom durch Strahlungsemission am Kabelschuh

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

\dot{Q}_{Str_s}	W	Wärmeverluststrom durch Strahlungsemission am Stempel
$\dot{Q}_{\text{Str}_{a \leftrightarrow \text{Draht}}}$	W	Wärmestrom durch Strahlungsaustausch zwischen dem Amboss und den Drähten
$\dot{Q}_{\text{Str}_{ks \leftrightarrow a}}$	W	Wärmestrom durch Strahlungsaustausch zwischen dem Amboss und dem Kabelschuh
$\dot{Q}_{\text{Str}_{ks \leftrightarrow \text{Draht}}}$	W	Wärmestrom durch Strahlungsaustausch zwischen den Drähten und dem Kabelschuh
$\dot{Q}_{\text{Str}_{ks \leftrightarrow s}}$	W	Wärmestrom durch Strahlungsaustausch zwischen dem Stempel und dem Kabelschuh
$\dot{Q}_{\text{Str}_{s \leftrightarrow \text{Draht}}}$	W	Wärmestrom durch Strahlungsaustausch zwischen dem Stempel und den Drähten
\dot{Q}_{WL_a}	W	Wärmeleitung innerhalb des Ambosses
$\dot{Q}_{\text{WL}_{\text{Draht}}}$	W	Wärmeleitung innerhalb der Drähte
$\dot{Q}_{\text{WL}_{ks}}$	W	Wärmeleitung innerhalb des Kabelschuhs
\dot{Q}_{WL_s}	W	Wärmeleitung innerhalb des Stempels
$\dot{Q}_{\text{WL}_{ks \leftrightarrow a}}$	W	Wärmeleitung zwischen dem Kabelschuh und dem Amboss
$\dot{Q}_{\text{WL}_{ks \leftrightarrow \text{Draht}}}$	W	Wärmeleitung zwischen dem Kabelschuh und den Drähten
$\dot{Q}_{\text{WL}_{ks \leftrightarrow s}}$	W	Wärmeleitung zwischen dem Kabelschuh und dem Stempel
R	Ω	Elektrischer Widerstand
R_{1L}	Ω	Widerstand des Leiterbündels im Verbindungsbereich
R_{2L}	Ω	Widerstand des Leiterbündels außerhalb des Verbindungsbereichs

R_a	Ω	Widerstand des Crimpambosses
r_a	m	Außenradius des Kabelschuhs
R_{db}	Ω	Widerstand des Drahtbündels
R_e	-	Reynoldzahl
R_E	Ω	Engewiderstand
R_F	Ω	Fremdschichtwiderstand
R_G	Ω	Gemessener Widerstand der Vierpunktmessung
R_{Ges}	Ω	Gesamtwiderstand der Prozesszone beim Heißscrimpprozess
r_i	m	Innenradius des Kabelschuhs
RI	-	Anzahl an Stromimpulsen der Heißscrimpanlage
R_{KS}	Ω	Widerstand des Kabelschuhs
r_L	m	Radius eines Kupferleiters
R_P	Ω	Gesamtwiderstand der Verbindung
R_s	Ω	Widerstand des Crimpstempels
$R_{th,ges}$	$\frac{K}{W}$	Thermischer Gesamtwiderstand für Wärmeleitung an Grenzschichten
$R_{\ddot{u}}$	Ω	Übergangswiderstand
s	m	Einschubweg des Drahtbündels im Kabelschuh
$s_{\bar{a}}$	-	Standardabweichung des zielgrößenabhängigen Effekts
s_i	-	Standardabweichung der Zielgrößenausprägungen einzelner Faktorstufen
t	s	Zeit

Formelzeichen- und Abkürzungsverzeichnis

T	K	Temperatur
TH	s	Dauer eines Stromimpulses der Heißcrimpanlage
t _{instat}	s	Instationäre Prozesszeit
TO	s	Dauer zwischen zwei Stromimpulsen der Heißcrimpanlage
TR	s	Rampenzeit des ersten Stromimpulses der Heißcrimpanlage
t _p	s	Gesamtprozesszeit
T _{p,max}	K	Maximale Prozesstemperatur
t _{stat}	s	Stationäre Prozesszeit
T _U	K	Umgebungstemperatur
U	V	Spannung
ΔU	J	Änderung der inneren Energie
U _G	V	Gemessene Spannung an den Crimpkontakten
U _s	m	Umfang der Fläche eines konvektiv umströmten Körpers
\dot{V}	$\frac{\text{mm}^3}{\text{s}}$	Volumenstrom
w	m/s	Strömungsgeschwindigkeit
x	-	Regressionskoeffizient
\bar{y}_i	-	Zielgrößenausprägung einer Faktorstufenkombination
α	-	Verhältnis zwischen Würfelpunkt und Sternpunteinstellungen des betrachteten Versuchsdesigns
α _{Drähte}	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}$	Thermischer Wärmeübergangskoeffizient der Drähte

β_v	$1/K$	Räumlicher Wärmeausdehnungskoeffizient
ε	-	Emissionskoeffizient
ϑ_U	K	Umgebungstemperatur
ϑ_W	K	Wandtemperatur eines konvektiv umströmten Körpers
λ	$\frac{W}{mK}$	Wärmeleitfähigkeit
ν	m^2/s	Kinematische Viskosität
ρ	kg/m^3	Dichte
ρ_{el}	$\frac{\Omega mm^2}{m}$	Spezifischer elektrischer Widerstand
ρ_F	$\frac{\Omega mm^2}{m}$	Spezifischer elektrischer Widerstand der Fremdschicht
σ_{el}	S/m	Spezifische Leitfähigkeit
σ_{Str}	$\frac{W}{m^2 K^4}$	Stefan-Boltzmann Konstante

Abkürzung	Bezeichnung
2D	Zweidimensional
BMW	Bayrische Motoren Werke
CO ₂	Kohlenstoffdioxid
CU-ETP	Hochreines Kupfer zur Verwendung für Drahtwerkstoffe
CU-HCP	Hochreines Kupfer zur Verwendung für Kabelschuhe
CU-OFE	Hochreines Kupfer zur Verwendung in der Elektrotechnik
DIN	Deutsches Institut für Normung
EMB	Elektromaschinenbau
E-Modul	Elastizitätsmodul
EN	Europäische Norm
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
HC	Heißcrimpen
HTTL	Hochtemperaturtauchlöten
Inc	Incorporation
Iso	Isolation
KI	Konfidenzintervall
KS	Kabelschuh
Laser	Licht-Verstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung
LS	Laserschweißen
MAC	Magnetisches Crimpen
MEC	Mechanisches Crimpen
Mo	Molybdän
Nb	Niob
Nd:YAG	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat-Laser
NPE	Nationale Plattform Elektromobilität
SI	Système international d'unités
SKS	Sonderkabelschuhe
SRL	Società a responsabilità limitata (italienische KG)

Ta	Tantal
TL	Tauchlöten
TZM	Titan-Zirkon-Molybdän
UC	Ultraschallcrimpen
W	Wolfram
WIG	Wolfram-Inertgas

1 Einleitung und Zielstellung

Das formulierte und verfolgte Ziel der Bundesregierung ist die Weiterentwicklung des Standorts Deutschlands zum Leitmarkt und Leitanbieter der Elektromobilität [1]. Zur strategischen Planung sowie Operationalisierung des hierzu notwendigen Maßnahmenkatalogs wurde im Jahre 2010 die Nationale Plattform Elektromobilität (NPE) gegründet. Die übergeordnete Aufgabe dieser Organisation ist es alle notwendigen Rahmenbedingungen aufzuzeigen, damit die durch die Bundesregierung vorgegebene Entwicklung sichergestellt ist [2]. Um dieser multidimensionalen Herausforderung adäquat zu begegnen, wird von der NPE ein systematischer, technologieoffener Ansatz verfolgt, dessen Ziel die Etablierung eines selbsttragenden Marktes ist [3].

Zur Umsetzung des technologieoffenen Forschungsansatzes wurden bereits im Jahre 2012 die durchzuführenden Forschungstätigkeiten konkretisiert, wobei eine Einteilung in drei aufeinanderfolgende Marktphasen vorgenommen wurde [4]. Demnach existieren die drei Zeiträume der Marktvorbereitung, des Markthochlaufs und des Massenmarktes. Die zentralen Aufgaben der Marktvorbereitungsphase liegen hierbei in der Forschung und Entwicklung, der Standardisierung, der Bildung und in der Qualifizierung geeigneten Personals. Trotz der erfolgreichen Umsetzung der definierten Projektinhalte der ersten Marktphase räumt die NPE allerdings ein, dass einige Themen eine weitere Konkretisierung benötigen [5].

So ist eine bisher noch nicht zufriedenstellend gelöste Herausforderung im Bereich der Kontaktierungstechnologien für elektrische Antriebe zu sehen. Die derzeit am Markt verfügbaren Verfahren sind nicht, oder nur unzureichend in der Lage die Prozess- und Produktqualitätsansprüche der Automobilindustrie zu bedienen. Beispielhaft existieren weitgehende Optimierungspotentiale hinsichtlich der Prozessstabilität, der Taktzeiten, aber auch hinsichtlich der Erfahrungen zur Langzeitstabilität der resultierenden Verbindungen. Da es sich zudem, neben der Wicklungsherstellung, um eine zentrale Kernkompetenz der Elektromotorenproduktion handelt, fokussiert sich die vorliegende Forschungsarbeit auf den Kontaktierungsprozess im aufgezeigten Spannungsfeld der Automobilindustrie.

Um das Forschungsziel der Entwicklung eines massentauglichen, prozesssicheren und serienflexiblen Kontaktierungsprozesses zu erreichen, werden im nachfolgenden Kapitel 2 die materialwissenschaftlichen sowie elektrotechnischen Grundlagen der derzeit eingesetzten Verbindungsverfahren aufgezeigt. Hierzu werden, ausgehend von einer Einordnung des

Kontaktierungsprozesses in den Kontext der Statorfertigung, die grundlegenden Werkstoffeigenschaften potentieller Verbindungspartner des Elektromaschinenbaus erläutert. Ebenso beinhaltet das Kapitel eine lückenlose Beschreibung aller, derzeit industriell eingesetzten Entlackungs- und Kontaktierungstechnologien einschließlich einer Bewertung ihrer Einsetzbarkeit im Kontext des Umfelds der Automobilindustrie. Nachdem auch das derzeit eingesetzte Vorgehen zur Qualifizierung von Verbindungen im Bereich des Elektromaschinenbaus aufgezeigt ist, schließt das Kapitel mit der Ableitung des Forschungsbedarfs ab. Hier wird die Notwendigkeit nach einer Methodik zur allgemeingültigen Modellierung, Optimierung und Bewertung von Kontaktierungsverfahren des Elektromaschinenbaus fundiert.

Um dem Forschungsbedarf gerecht zu werden, erprobt die vorliegende Forschungsarbeit drei variierende Prozessmodellierungsansätze am Beispiel der Heißscrimptechnologie. Hierbei werden im dritten Kapitel moderne Konzepte der statistischen Versuchsplanung und -Auswertung genutzt, um ein allgemeingültiges Modell zu determinieren, das eine mathematische Optimierung aller wesentlichen produkt- und prozessspezifischen Kenngrößen des Heißscrimpverfahrens ermöglicht. Nach der Beschreibung folgt zudem die Validierung des dargestellten Modellierungsverfahrens. Zu diesem Zweck werden die berechneten Ergebnisse mit realen Messwerten abgeglichen und die auftretenden Abweichungen anhand von Sensitivitäts- und Störgrößenanalysen bewertet. In Analogie hierzu wird im anschließenden Kapitel 4 die zweite Prozessbeschreibungsmethodik der numerischen Simulation vor dem Kontext des Heißscrimps vorgestellt und validiert. Der dritte Ansatz zur Umsetzung einer ganzheitlichen Verfahrensoptimierung erfährt in Kapitel 5 nähere Betrachtung. Er erarbeitet, basierend auf den Grundlagen der Wärmetheorie, ein Gleichungssystem, das die Erwärmungs- und Lackzersetzungsphänomene des Heißscrimpverfahrens realitätsnah widerspiegelt. Den jeweiligen Abschluss dieser Hauptkapitel bildet eine Einordnung und Gegenüberstellung des vorgestellten Prozessmodells für den Anwendungsfall des Heißscrimps einschließlich der spezifischen Vor- und Nachteile.

Im abschließenden Kapitel 6 werden die aufgezeigten Modelle genutzt, um dem Bedarf nach einem prozesssicheren, massentauglichen und kostengünstigen Verbindungsverfahren zu entsprechen. Basierend auf einem derzeit industriell eingesetzten Statorkontaktierungsprozess, werden Maßnahmen zur ganzheitlichen Optimierung erarbeitet und die resultierenden ökonomischen, technologischen sowie ökologischen Einsparpotentiale illustriert. Hierbei werden die Prozessbeschreibungsmethoden auf

weitere vielversprechende Kontaktierungstechnologien ausgeweitet. Insofern beschränken sich die dargestellten Optimierungsmöglichkeiten nicht auf den Heißcrimpprozess. Vielmehr werden allgemeingültige Erkenntnisse gewonnen, die insbesondere auch Wissen über konkurrierende Kontaktierungsverfahren einschließen.

2 Grundlagen der Kontaktierung im Elektromaschinenbau

Zur vollumfänglichen Betrachtung des Prozessschritts der Kontaktierung im Kontext des Elektromaschinenbaus (EMB), werden Teilkenntnisse aus unterschiedlichen ingenieurwissenschaftlichen Disziplinen benötigt. Entsprechend legt das vorliegende Kapitel zunächst die fertigungstechnologischen Grundlagen, indem der Kontaktierungsprozess in die Verfahrenskette zur Herstellung von Drehstrommotoren eingliedert wird und mögliche Kontaktsysteme aufgezeigt werden. Basierend auf der Auswahl des weiter betrachteten Kontaktsystems folgt eine Beschreibung der für dieses Kontaktsystem notwendigen Kontaktpartner, wobei wesentliche Werkstoffkennwerte dargelegt werden. Ausgehend von den materialwissenschaftlichen Grundlagen schließt sich die Erläuterung der derzeit industriell eingesetzten Verfahren zum Kontaktieren von Kupferlackdrähten an. Daraufhin folgt eine Beschreibung des etablierten Vorgehens zur Qualifizierung und Auslegung der Verbindungstechnologien des Elektromaschinenbaus. Abschließend werden Mängel des derzeitigen Technologiequalifizierungs- und Bewertungsprozesses abgeleitet und die Notwendigkeit zur Entwicklung eines neuartigen Ansatzes aufgezeigt.

2.1 Einordnung der Kontaktierung in die Elektromotorenfertigung

Um die Bedeutung und die Komplexität des Kontaktiervorgangs verstehen zu können, ist Kenntnis über die vor- und nachgelagerten Fertigungsprozesse von Nöten. Aus diesem Grund wird, ausgehend von einer Beschreibung der Hauptkomponenten eines Elektromotors, in nachfolgendem Kapitel der Stellenwert des Kontaktierungsschritts am Beispiel der Verfahrenskette zur Herstellung eines Stators im Einziehverfahren beschrieben. Anschließend werden mögliche Kontaktsysteme des Elektromaschinenbaus aufgezeigt.

2.1.1 Zentrale Bestandteile eines Elektromotors

Der erste Schritt zur Beschreibung einer Verfahrenskette ist die detaillierte Analyse der Hauptkomponenten des herzustellenden Produkts. Im Fall eines elektrischen Motors unterscheidet man in diesem Zusammenhang die Baugruppen des Stators, des Rotors sowie die Motorperipherie (vgl. Bild 1).

Die wesentlichen Aufgaben der Motorperipherie sind die mechanische Übertragung des Drehmoments, der Schutz vor schädlichen, äußeren Umwelteinflüssen sowie die Überwachung und Ansteuerung des Motors. Entsprechend zählen hierzu die Motorsensorik, die Motoransteuerung und das Motorgehäuse. Der Rotor stellt die bewegliche Baugruppe des Antriebs dar. Im Fall eines Synchronmotors ist er mit mehreren Elektro- oder Permanentmagneten bestückt. Wird der Rotor im umlaufenden, elektromagnetischen Statorfeld positioniert, bedingen die magnetischen Anziehungskräfte der rotorseitigen Magnete eine synchron zum Statorfeld ablaufende Rotationsbewegung. Im Fall des Asynchronmotors werden hingegen Kurzschlussstäbe aus elektrisch leitendem Material verwendet. Wird der Asynchronläufer dem rotierenden Statorfeld ausgesetzt, werden in ihm Spannungen induziert, die sich über einen elektrisch leitenden Ring kurzschließen. Da die entstehenden Induktionsströme ihrer Ursache entgegenwirken, resultiert das Motordrehmoment, so dass der Rotor dem umlaufenden elektromagnetischen Feld nachfolgt [6]. Sowohl bei Asynchron- als auch bei Synchronmotoren werden Magnetflussstücke eingesetzt, um die Statormagnetfelder gezielt zum Rotor zu leiten. Hierzu finden geblegte Pakete aus weichmagnetischen Materialien, üblicherweise mit Silizium und Aluminium legierte Stahlbleche, Anwendung.

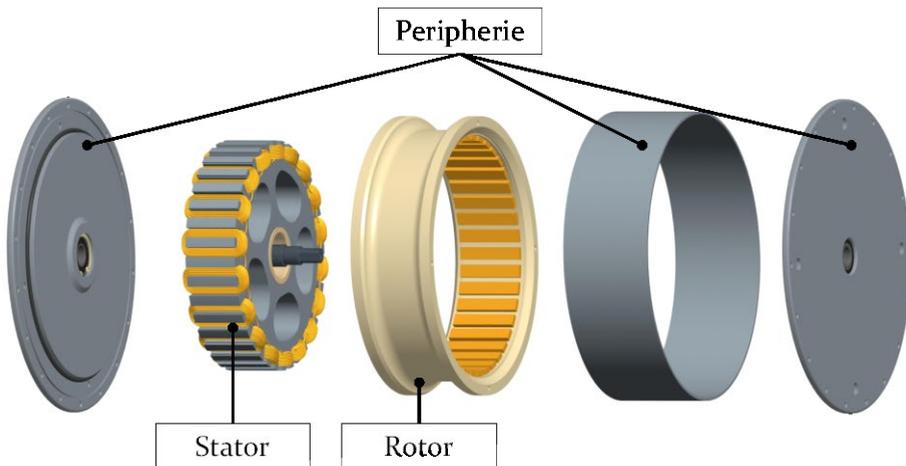


Bild 1: Wesentliche Komponenten eines Elektromotors

Der Stator stellt die letzte Hauptkomponente eines Elektromotors dar. Asynchron- und Synchronmotoren nutzen Statoren, die ein Drehfeld erzeugen. Hierbei handelt es sich um ein elektromagnetisches Feld, das ein oder mehrere, um den Stator laufende, magnetische Pole generiert. Hierzu wird der Ständer aus mehreren, voneinander isolierten, elektrischen

Phasen aufgebaut, die mit Wechselstrom beaufschlagt werden. Durch eine gezielte Ansteuerung dieser Einzelströme überlagern sich die magnetischen Felder der Phasen derart, dass das Drehfeld resultiert. Als Phasenströme finden sowohl blockkommutierte als auch sinusförmige Amplitudenverläufe Anwendung [7].

Drehfeldstatoren werden weiterhin dahingehend unterschieden, wie die jeweiligen Statorspulen auf die Einzelzähne des Stators verteilt sind. Erstreckt sich eine Spule über mehrere Statorzähne hinweg, so wird von einer verteilten Wicklung gesprochen. Diese Bauweise bedingt, dass die Einzelspulen nebeneinander oder übereinander abzulegen sind, wodurch sich die Herstellung erheblich erschwert. Eine konzentrierte Wicklung liegt hingegen vor, wenn die Spulen des Stators um jeweils einen Zahn gelegt werden. Sie bietet damit die Möglichkeit eines sehr kurzen Wickelkopfes, so dass die widerstandsbedingten Kupferverluste minimiert und der Produktionsprozess vereinfacht wird. Zur Herstellung von konzentrierten Wicklungen werden die Einzelnuten üblicherweise separat voneinander bewickelt und nachträglich zusammengesetzt. Bild 2 illustriert beide Bauformen.

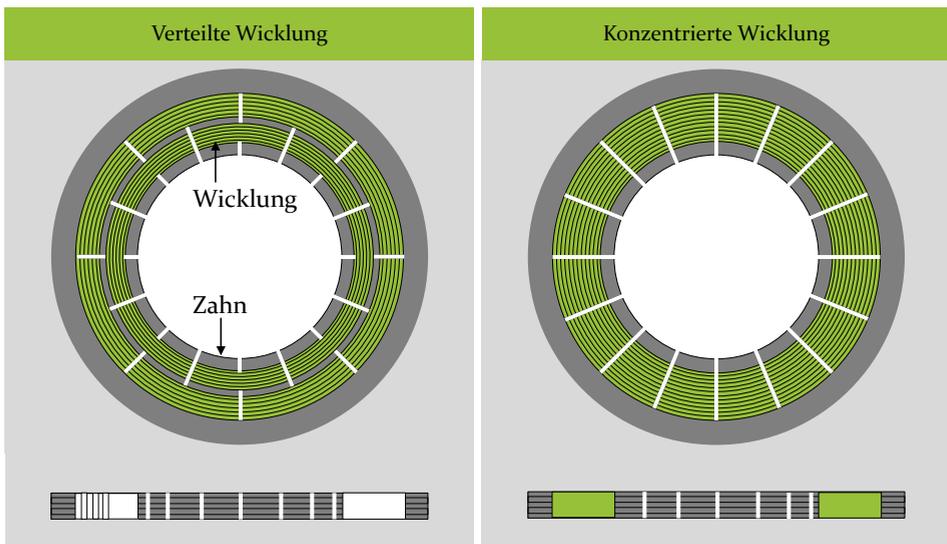


Bild 2: Vergleich von Statorn mit verteilter und konzentrierter Wicklung

Sowohl die konzentrierte Wicklung als auch die verteilte Wicklung weisen spezifische Vorteile auf, die beispielsweise in [8] und [9] gegenübergestellt sind. Bei Traktionsantrieben für rein elektrisch betriebene Elektrofahrzeuge finden allerdings bisher ausschließlich Statorn mit verteilter Wicklung Anwendung [10]. Aus diesem Grund beschränken sich die weiteren Ausführungen auf die Fertigung dieser Statorbauform. Obgleich in diesem

Zusammenhang unterschiedlichste Prozessketten existieren, bildet die Einziehtechnik den Stand der Technik im betrachteten Anwendungsfeld ab. Ursächlich hierfür ist der vergleichsweise hohe Kupferfüllfaktor, der mit diesem Verfahren erreicht werden kann. Da durch eine Erhöhung des Kupfergehalts die erreichbare Leistung bei gleichbleibendem Motorbauraum gesteigert wird, ist eine Optimierung der massenbezogenen Leistungsdichte die Folge. Aus diesem Grund wird die Einziehtechnik für die Fertigung der Asynchrontraktionsantriebe der Unternehmung Tesla Motors Inc. eingesetzt und findet ebenso bei der Herstellung des Hauptantriebs des Modells BMW i3 Anwendung.

2.1.2 Prozesskette zur Produktion von Statorn elektrischer Motoren

Der Ausgangspunkt zur Herstellung von Statorn in der Einziehtechnik ist die Fertigung der flussleitenden Blechpakete. Hierzu werden Stahlbleche einzeln aus einem weichmagnetischen Endlosband ausgestanzt, aufgestapelt und miteinander verbunden [11]. Die Aufteilung der Flussführung auf mehrere, axial aufgestapelte Einzelbleche dient der Verlustminimierung. Grundsätzlich ruft das Statorfeld in magnetischen Materialien frequenzabhängige Wirbelstromverluste hervor. Werden die flussleitenden Stücke allerdings aufgeteilt und die Einzelelemente elektrisch isolierend miteinander verbunden, wird die Ausbildung von Wirbelströmen erheblich gehemmt.

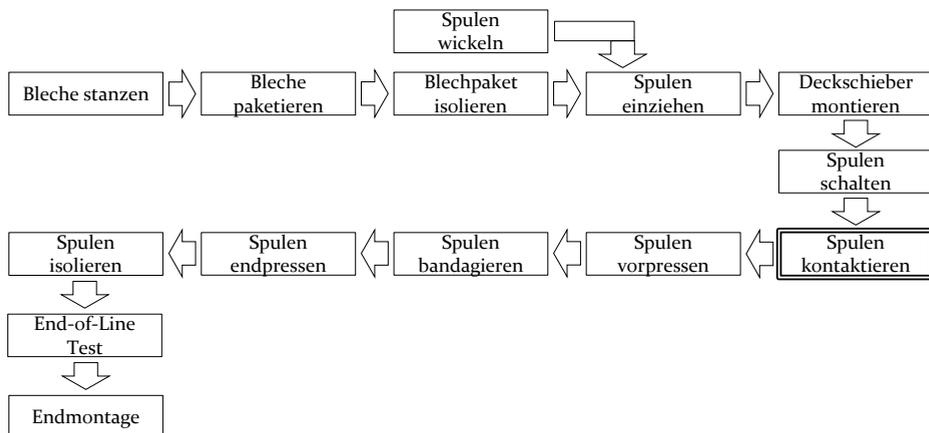


Bild 3: Ablauf der Fertigung von Statorn im Einziehverfahren [11]

Im Anschluss an die Paketierung sind die Einzelnuten des Blechpakets zu isolieren um einem Kurzschluss zu den noch zu montierenden Spulen vorzubeugen. Ein etabliertes Verfahren hierbei ist die Montage von Isolationspapier aus Aramidfasern. Zur Erfüllung dieses Produktionsschrittes werden Papierstreifen aus Endlosband ausgeschnitten, gefalzt und vollautomatisiert in die Statornuten eingeschoben. Weiterhin wird als Alternativprozess derzeit das Verfahren des Pulverbeschichtens erforscht, weil es deutlich geringere Isolationsschichtdicken ermöglicht [12] [P1]. So bietet es bei optimaler Prozessführung Potentiale zur Steigerung der Nutzfüllfaktors bei gleichzeitig optimierter Wärmeausleitung aus dem Stator [13] [P2].

Parallel zur Vorbereitung des Blechpakets werden die Statorspulen im Linearwickelverfahren hergestellt. Grundsätzlich ist hierbei zu bedenken, dass die Einzeldrähte unterschiedlicher Motorphasen sowohl gegeneinander als auch gegenüber dem Blechpaket zu isolieren sind. Nur in diesem Fall wird ungewollten Kurzschlüssen im Stator vorgebeugt und ein gerichteter Stromfluss ist sichergestellt. Aus diesem Grund findet bei der Spulenproduktion isolierter Kupferdraht, der sogenannte Kupferlackdraht Anwendung. Eine Charakterisierung dieses Materials einschließlich der für den Kontaktierungsprozess elementaren Eigenschaften ist in Kapitel 2.2 vorgenommen. [11]

Nach der Spulenherstellung schließt sich der eigentliche Einziehprozess an, der der Montage der Spulen im isolierten Blechpaket dient. Anschließend werden Deckschieber aus Aramidpapier eingeschoben, die die Nutöffnungen verschließen. Im nächsten Schritt folgt der Vorgang der Spulenschaltung, der gemäß dem derzeitigen Stand der Technik als einziger Prozess der Fertigungskette manuell durchgeführt werden muss [14]. Dabei sind die Enden der Spulen phasenweise zu sortieren und auf gleiche Länge zu kürzen. Nun werden die sortierten und abgelängten Drähte miteinander elektrisch leitend kontaktiert. Hierzu sind die Drähte mechanisch zu fügen und die Isolationsschicht in der Kontaktzone ist zu entfernen. Insofern verbindet der Kontaktierungsprozess zwei Teilaufgaben, wodurch eine Vielzahl an Prozessparametern und Qualitätsmerkmalen berücksichtigt werden müssen. Zudem wird die Lebensdauer von insbesondere mobil eingesetzten Produkten, wie einem Traktionsmotor, vielfältig von der Qualität der Verbindungstechnik beeinflusst [15]. Hierdurch wird die Bedeutung des Kontaktierungsprozesses noch einmal deutlich unterstrichen. [11]

Sind die Motorphasen kontaktiert, wird der Wickelkopf, also der Teil der Statorspulen, der über das Blechpaket hinausragt, in mehreren Schritten

zu seiner endgültigen Form gepresst und mittels einer Bandage mechanisch fixiert. Abschließend wird der gesamte Stator im Zuge eines Imprägnierungsprozesses isoliert und in einer End-of-Line Prüfung auf seine Funktionsfähigkeit getestet. [11]

2.1.3 Potentielle Kontaktsysteme eines Elektromotors

Nachdem illustriert ist, welche vor- und nachgelagerten Prozesse den Produktionsschritt des Kontaktierens umgeben, wird präzisiert, welche unterschiedlichen Kontaktfälle im Elektromaschinenbau existieren. Wie Bild 4 darstellt, sind hierbei im Wesentlichen drei Varianten zu betrachten. Welches Kontaktsystem konkret dargestellt werden muss, ist hierbei erheblich von der Statortopologie und dem zugehörigen Fertigungsprozess abhängig.

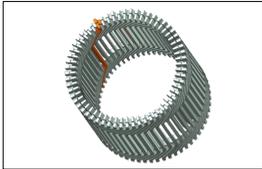
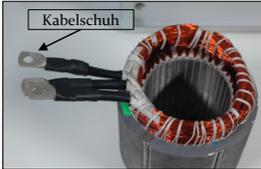
Kontaktier- variante	Kontaktieren auf Schaltring	Kontaktieren ohne Schaltelemente	Kontaktieren mit Kabelschuhen
Beispielstator			
Kontaktier- aufgabe	Verbinden der Spulen gleicher Phase auf einem Schaltring	Direktes Verbinden der Spulen gleicher Phase ohne Hilfsmittel	Verbinden der Spulen gleicher Phase mit Kabelschuhen

Bild 4: Unterschiedliche Kontaktsysteme der Statorfertigung

Zunächst ist der Fall des Kontaktierens der Drähte mit einem Schaltring zu nennen. Als Schaltring wird ein Kupferstanzteil bezeichnet. Es ist aus mehreren, voneinander isolierten, radial zueinander angeordneten Kupferlingen aufgebaut, um die verschiedenen Phasen eines Drehstrommotors abbilden zu können. Das Kontaktieren mittels Schaltring wird zur Verschaltung von konzentrierten Wicklungen genutzt. Es wird durchgeführt, nachdem die einzeln gewickelten Spulen zu einem Stator zusammengesetzt sind. Das Kontaktieren mittels Schaltring ermöglicht eine deutliche Vereinfachung des Wickelprozesses wodurch ein höherer Automatisierungsgrad begünstigt wird. Allerdings weisen sie erhebliche Zusatzkosten auf. Zudem erhöht sich die Anzahl der notwendigen Verbindungsstellen deutlich.[16]

Ein weiteres Kontaktsystem, das sowohl zur Herstellung von verteilten Wicklungen als auch konzentrierten Wicklungen eingesetzt werden kann, ist das direkte Verschalten von Spulen ohne Kontaktelemente. Die zukünftigen

tig zunehmende Bedeutung dieses Kontaktfalls ist durch das Bestreben begründet, den komplexen Einziehwickelprozess deutlich zu vereinfachen, so dass die zugehörige Prozessstabilität maximiert und die Taktzeit minimiert werden. Um diese Forderungen zu erfüllen, werden gerade oder vorgebogene Flachdrähte beziehungsweise Formlitzten in die Nuten des Stators eingesetzt. Anschließend wird jeweils ein Ende der einen Spule mit einem Ende einer anderen Spule kontaktiert. Durch die dezentrale Kontaktierung lässt sich eine Vielzahl an unterschiedlichen Wickelschemata herstellen. Allerdings weist auch dieses Konzept eine Vielzahl an Kontaktstellen auf. [17]

Das letzte Kontaktsystem ist die Verbindung aller Spulen einer Phase mittels eines Anschlagteils, z.B. mit einem Kabelschuh. Diese Kontaktart findet beispielhaft Anwendung bei der Kontaktierung von verteilten Wicklungen, die im Einziehverfahren hergestellt sind. Die vorliegende Forschungsarbeit konzentriert sich auf die Optimierung dieser Kontaktstelle, da sie den Standardanwendungsfall im Bereich der elektrischen Traktionsantriebfertigung darstellt, gleichzeitig jedoch wissenschaftlich bisher weitgehend unbeleuchtet ist.

2.2 Grundlegende Materialeigenschaften möglicher Kontaktpartner im EMB

Die Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Forschungsarbeit fokussieren sich aufgrund der in Kapitel 2.1.3 aufgezeigten Gründe auf die Verbindungsstelle zwischen einem Bündel von lackisolierten Kupferdrähten mit einem Anschlagteil. Die wesentlichen Eigenschaften dieser Kontaktpartner werden im Folgenden beschrieben.

2.2.1 Charakterisierung wesentlicher Merkmale von Kupferlackdrähten

Zur Herstellung der Spulen von elektromagnetischen Wandlern werden Drähte aus hochreinem Kupfer eingesetzt, die radial mit mehreren, duroplastischen Isolationsschichten überzogen werden. Diese applizierten Schichten bilden die Primärisolation des elektromagnetischen Wandlers und dienen der gerichteten Stromführung innerhalb der Spulensysteme. Das für den Kupferlackdraht verwendete Ausgangsmaterial wird als CU-ETP bezeichnet und weist eine Reinheit von mindestens 99.9 % auf [18]. Durch die geringe Konzentration an Fremdteilchen wird für diesen Werkstoff ein elektrischer Leitfähigkeitswert von 57 MS/m garantiert [19].

Erfahren Werkstücke aus CU-ETP unter Raumtemperatur plastische Verformungen, so tritt eine Verfestigung des Werkstoffs auf, wodurch das E-Modul und die Duktilität des Materials erheblich herabgesetzt werden [19]. Derartige Kaltumformungsprozesse werden im Bereich der Kupferlack-drahtproduktion eingesetzt, um Rohdrähte variabler Durchmesser aus einem stangenförmigen Ausgangsmaterial herzustellen. Folglich sind Kupferlackdrähte im Zuge ihres Fertigungsprozesses mehrmalig spannungsarm zu glühen, um eine Versprödung zu verhindern. Nur auf diese Weise ist die spätere Verarbeitbarkeit in den Prozessschritten des Wickelns, Schaltens und Kontaktierens des Elektromaschinenbaus zu gewährleisten.

CU-ETP bildet unter sauerstoffhaltiger Atmosphäre zwei voneinander abweichende Oxide, wobei die Oxidationsreaktion mit zunehmender Umgebungstemperatur erheblich beschleunigt wird. Während Kupfer(II)-oxid eine schwarze Färbung aufweist, ist das einwertige Kupfer(I)-oxid gelb bis rotbraun pigmentiert [20]. Beide Verbindungen weisen halbleitende Eigenschaften auf. Entsprechend wird die Leitfähigkeit von oxidierten Kupferleitern stark verringert. Gleichzeitig können jedoch die Oxidschichten nicht als Isolator genutzt werden. Tabelle 1 fasst weitere, wesentliche physikalische Eigenschaften des Rohdrahtwerkstoffs zusammen.

Tabelle 1: Zentrale physikalische Eigenschaften von CU-ETP [21]

Physikalische Eigenschaft	Ausprägung unter Normbedingungen
Solidustemperatur [°C]	1083
Dichte [g/cm ³]	8,93
Längenausdehnungskoeffizient [$10^{-6}K^{-1}$]	16,8
Spezifische Wärmekapazität [J/(g·K)]	0,386
Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]	394
Spezifische elektrische Leitfähigkeit [MS/m]	57
Temperaturkoeffizient des elektrischen Wider-	0,00393
Zugfestigkeit [N/mm ²]	200 - 350
E-Modul [kN/mm ²] (geglüht/kaltumgeformt)	110/130
Temperaturbereich Entspannungsglühen [°C]	150 - 200

Neben den Kenndaten des Rohdrahtmaterials sind die Charakteristika des verarbeiteten Kupferlackrunddrahts von Bedeutung. Bild 5 stellt hierzu die für den Kontaktierungsprozess entscheidenden Eigenschaften dar. Die konkreten Ausprägungen dieser Merkmale sind von verschiedenen Einflussfaktoren abhängig, die ebenso in Bild 5 aufgezeigt werden. Zusätzlich sind typische Werte für Runddrähte mit einem Durchmesser zwischen $0,5\text{ mm}$ und $1,6\text{ mm}$ angegeben. Neben den aufgelisteten Charakteristika, werden Kupferlackdrähte noch anhand einer Vielzahl weiterer Kriterien, beispielhaft der Korrosionsbeständigkeit, ausgewählt. Diese sind allerdings für den eigentlichen Kontaktierungsprozess von untergeordneter Bedeutung und werden deshalb an dieser Stelle nicht weiter ausgeführt.

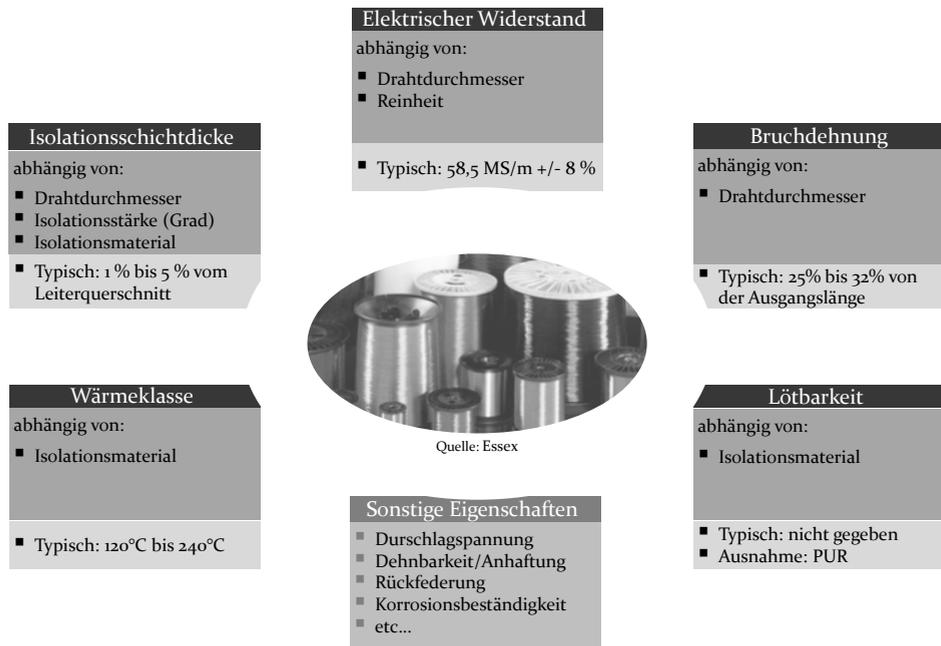


Bild 5: Merkmale von Kupferlackdrähten mit Durchmessern zwischen $0,5$ und $1,6\text{ mm}$ [22]

Eine für den Kontaktierungsprozess wesentliche Kenngröße ist die Isolationsschichtdicke, da sie das Volumen und somit die Masse der zu entfernenden Duroplasten determiniert. Sie wird in Abhängigkeit vom Isolationsmaterial, dem Drahtdurchmesser und dem Isolationsgrad appliziert. Der Isolationsgrad ist ein Maß für die Anzahl der aufzubringenden Einzelisolationsschichten und beeinflusst neben der Schichtdicke insbesondere die Durchschlagspannung und das Entwärmungsverhalten des Kupferlackdrahtes. Obgleich Elektromotorenhersteller grundsätzlich zwischen drei Isolationsstärken auswählen können, wird die eindeutige Mehrheit der

kommerziell verkauften Runddrähte mit der Isolationsstärke vom Typ Grad 2 ausgeliefert. [22]

Neben der Isolationssschichtdicke ist die Wärmeklasse von wesentlicher Bedeutung, da sie die Erweichungs- und Zersetzungstemperatur des Isolationswerkstoffes determiniert. Damit bestimmt sie gleichwohl die Temperatur des Kontaktierungsprozesses, weil eine Vielzahl der derzeit verwendeten Abisolationsvorgänge auf der thermischen Zersetzung des Isolationswerkstoffes beruht. Im Elektromaschinenbau werden vorwiegend Duroplasten mit Wärmeklassen zwischen 120 °C und 240 °C eingesetzt. Hierbei beschränkt sich das Spektrum der tatsächlich bezogenen Isolationsarten aus Standardisierungsgründen im Wesentlichen auf Polyurethan sowie auf den Werkstoffverbund einer Polyesterimidgrundierung und einem Polyamidimidüberzug.

Polyurethan weist eine Wärmebeständigkeit von bis zu 155 °C auf und gilt als lötlbarer Draht. Entsprechend ermöglicht diese Isolation einen kombinierten Abisolations- und Verlötlungsprozess im Zinnbad (siehe Kapitel 2.3.3). Kupferlackdrähte aus Polyurethan werden im Wesentlichen bei kostengünstigen Motoren eingesetzt, bei denen geringe Ansprüche hinsichtlich ihrer Leistungsfähigkeit angelegt werden. Ein typisches Anwendungsbeispiel sind Motoren für Spielzeuge. [23]

Der Isolationsverbund bestehend aus Polyesterimid und Polyamidimid weist hingegen eine thermische Beständigkeit der Klasse H von 180 °C auf. Diese Isolation wird derzeit als Standardmaterial in verschiedensten Industriezweigen eingesetzt und besitzt eine Marktdurchdringung von mehr als 70 %. [24]

Als weitere zu beachtende Größe ist die Bruchdehnung zu nennen, die in Abhängigkeit zum Drahtdurchmesser normiert wird. Sie ist insofern von Bedeutung, da eine Vielzahl der industriell eingesetzten Kontaktierungsverfahren auf umformenden, kraftschlüssigen Verbindungen beruht. Entsprechend geht mit der Bruchdehnung die Determinierung des maximalen Verpressungsgrads einher. Schlussendlich ist der Widerstand des Lackdrahtes von großer Bedeutung. Der entsprechende Kennwert ist aufgrund von Formabweichungen und schwankenden Isolationsstärken lediglich auf einen hohen einstelligen Prozentwert genau normiert. Dies gilt es einerseits bei der Prozessüberwachung von widerstandsbasierten Kontaktierungsverfahren zu berücksichtigen. Andererseits beeinträchtigt dieser Unsicherheitsfaktor die Möglichkeiten zur Quantifizierung von Übergangswiderständen in der Verbindungszone (siehe Kapitel 3.2.2). [22]

2.2.2 Charakterisierung der Anschlagteile des Elektromaschinenbaus

Um die in elektromagnetischen Wandlern eingesetzten Spulen mit der Motorperipherie zu kontaktieren, werden vorzugsweise Kabelschuhe verwendet, die eine lösbare Schraubverbindung zwischen den Komponenten erlauben. Auf diese Weise wird eine sichere Schnittstelle für Montage-Wartungs- und Instandhaltungsvorgänge am Wandler geschaffen.

Die im Bereich der Elektromotorfertigung eingesetzten Kabelschuhe werden aus rohrförmigen Halbzeugen hergestellt und bestehen aus einem Kupferwerkstoff mit der Bezeichnung CU-HCP [25]. Hierbei handelt es sich ebenso um eine hochreine Kupferlegierung, bei der der Massenanteil an Verunreinigungen weniger als 0,05 % beträgt [26]. Aufgrund einer fehlenden Normierung schwanken die Kabelschuhe variierender Hersteller hinsichtlich ihrer geometrischen Eigenschaften stark. Bild 6 illustriert diese Unterschiede exemplarisch an Kabelschuhen, die zur Verbindung von Drähten mit einer Gesamtquerschnittsfläche von 35 mm^2 industriell verwendet werden. Die dargestellte Datenbasis basiert auf einer Stichprobe von jeweils zehn Messungen pro Kabelschuhlieferant. Es wird ersichtlich, dass sich die jeweiligen Kabelschuhe hinsichtlich ihrer Einstecklänge, der zur Verfügung gestellten Querschnittsfläche und der Kabelschuhstärke unterscheiden. Ebenso weicht die Form der in den Kabelschuh eingebrachten Sichtlöcher wesentlich voneinander ab.

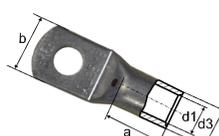
	Kabelschuhhersteller 1			Kabelschuhhersteller 2			Kabelschuhhersteller 3		
									
Maß	a	d ₁	d ₃	a	d ₁	d ₃	a	d ₁	d ₃
Sollwert [mm]	16,0	8,3	11,3	17,0	8,5	12,0	16,0	8,3	11,0
Mittelwert [mm]	16,9	8,5	12,0	15,4	8,4	11,3	15,9	8,4	11,0
Standardabweichung [mm]	0,21	0,03	0,01	0,39	0,03	0,01	0,21	0,05	0,12

Bild 6: Vergleich geometrischer Maße variierender Kabelschuhhersteller [27; 28]

Neben den schwankenden Maßen der Kabelschuhe unterschiedlicher Hersteller existieren zudem bei jedem Hersteller für jeden Kabelquerschnitt unterschiedliche Kabelschuhvarianten, die sich wiederum jeweils voneinander unterscheiden. Hierbei ist zu bedenken, dass die mechanischen und elektrischen Kennwerte der Kabelschuhe weder in entsprechenden Normen determiniert sind, noch in den zugehörigen Datenblättern angegeben werden. Derartige Vorgaben existieren lediglich für die ursprünglichen Halbzeuge. Insofern resultieren kabelschuhchargenabhängige Abweichungen, die sowohl den Übergangswiderstand als auch die mechanische Festigkeit der Verbindungen beeinflussen.

Zusätzlich zum Grundmaterial werden Rohrkabelschuhe vielfältig mit Beschichtungen versehen, die einer Oxidation der Kupferleiter entgegenwirken und somit die Korrosionsbeständigkeit erhöhen. Hierbei finden sowohl Nickel- als auch Zinnüberzüge Anwendung [27]. Bevorzugt eingesetzt werden allerdings Kupferkabelschuhe, deren Zinnbeschichtung galvanisch aufgetragen wird. Dies ist einerseits durch den günstigeren Beschaffungspreis begründet. Andererseits bietet die aufgetragene Zinnschicht insbesondere beim Verfahren des Heißscrimpens prozessbedingte Vorteile (siehe Kapitel 2.3.3).

2.3 Verfügbare Kontaktierungstechnologien im Bereich des EMB

Da im Bereich der Fertigung von elektromagnetischen Wandlern lackisolierte Drähte verwendet werden, sind neben dem originären Kontaktierungsprozess die isolierenden Schichten in der Verbindungszone zu entfernen, damit ein elektrisch leitender Kontakt entsteht. Insofern handelt es sich bei der Kontaktierung im Bereich des Elektromaschinenbaus um einen zweistufigen Prozess, wobei beide Teilschritte sowohl sequentiell als auch simultan durchgeführt werden können. Nachfolgend werden die wichtigsten zugehörigen Technologien charakterisiert.

2.3.1 Technologien zum Entfernen von Isolationslack

Zur Entfernung der Kupferlackschicht existieren unterschiedliche Verfahren, die in die Kategorien chemische, mechanische und thermische Entlackung eingeteilt werden (vgl. Bild 7). Bei der chemischen Entfernung werden Säuren eingesetzt, die die Primärisolation durch Aufbrechen der molekularen Bindungen zersetzen.



Bild 7: Kategorisierung von Lackabisolationsverfahren

Im Kontext des industriellen Elektromaschinenbaus dient bisher lediglich Salzsäure als Zersetzungsmittel. Diese wird zur Verkürzung der Taktzeit auf 45 °C erhitzt, wodurch sich die zur Reaktion benötigte Aktivierungsenergie maßgeblich verringert. Zur Umsetzung der Zersetzungsreaktion sind die Kupferlackdrähte deshalb in beheizte Säurebecken zu tauchen. In der Folge werden die organischen Isolationsschichten unter Entstehung von Wasserdampf und Kohlenstoffdioxid abgebaut, wobei die freiliegenden Kupferflächen oxidieren. Aus diesem Grund sind zur Entfernung der Säure die abisolierten Kupferdrähte im Anschluss an das Salzsäurebad mit warmen Wasser zu spülen. Weiterhin werden die oxidierten Kupferstränge im nachfolgenden Prozessschritt in Schwefelsäure reduziert und erneut mit Wasser gespült [29]. Der Vorteil der beschriebenen Vorgehensweise liegt in der flexiblen Einsetzbarkeit, da sie in der Lage ist, alle derzeit im Elektromaschinenbau eingesetzten Isolationstoffe zu entfernen. Allerdings weist das Verfahren zahlreiche Nachteile auf. Es ist bestimmt durch unverhältnismäßig lange Taktzeiten von mehreren Minuten, einem erhöhten Platzbedarf, sehr kleinen Prozessfenstern und einem hohen energetischen Aufwand. Daneben ist zur Umsetzung des Prozesses der Umgang mit Gefahrstoffen notwendig. [29]

Eine Sonderform der chemischen Entlackung ist die Entfernung der Isolationsschichten mittels eines Atmosphärenplasmas. Bei diesem Verfahren werden stark ausgeprägte elektromagnetische Felder genutzt, um einen Lichtbogen zwischen einer im Bearbeitungskopf liegenden Stiftelektrode und einer an der Düsenöffnung positionierten Ringspule zu erzeugen [30]. Der generierte Lichtbogen ionisiert dabei das aus der Düsenöffnung strömende Arbeitsgas, woraus ein sehr genau fokussierbarer Plasmastrahl resultiert. Werden die isolierten Leiterquerschnitte im Einflussbereich des ionisierten Gasgemisches positioniert, brechen die vernetzten Verbindungen der organischen Duroplasten auf, ohne dass die Leiterstrukturen oxidieren. Ursächlich für diese Entlackungsreaktion ist die vergleichsweise

geringe Reaktionstemperatur des Atmosphärenplasmas. Sie wird durch die Wahl des Arbeitsgasgemisches bestimmt und beträgt in der Regel wenige hundert Grad Celsius. Da zudem die effektiv an der Isolation vorliegende Prozesstemperatur anhand des Abstands zwischen Leiterwerkstoff und Plasmadüse exakt und flexibel geregelt werden kann, wird die Gefahr der thermischen Schädigung einzelner Drähte eines Leiterbündels deutlich reduziert. Entsprechend findet dieses Verfahren im Bereich der Aluminiumlackdrähte Anwendung, da aufgrund des geringen Schmelzpunktes dieses Leiterwerkstoffs thermische Abisoliationsverfahren zur Schädigung der Drähte führen. Allerdings wird mit dem vorliegenden Verfahren die zwischen Leitermaterial und Lackschicht liegende Aluminiumoxidschicht nicht entfernt. Diese ist im nachfolgenden Kontaktierprozess mechanisch aufzubrechen. [31]

Neben den chemischen Entlackungsverfahren finden im industriellen Umfeld zahlreiche Technologien Anwendung, die auf der mechanischen Abtragung der Isolationsschichten beruhen. Sie werden in Bild 8 gegenübergestellt.

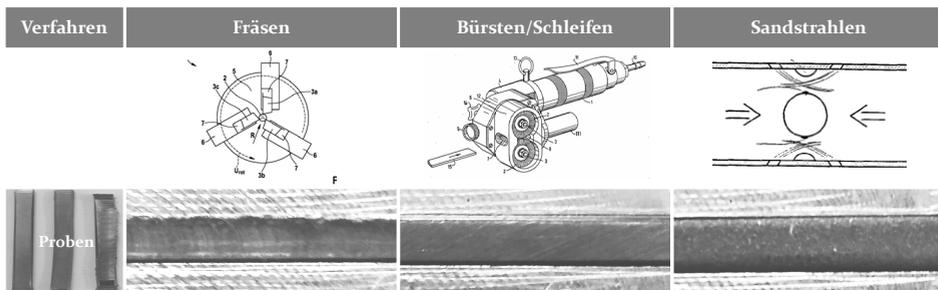


Bild 8: Abgrenzung mechanischer Entlackungstechnologien [32; 33; 34; 35; 36]

Bei der fräsenden Entfernung der Primärisolation werden axial oder radial rotierende Schneidwerkzeuge verwendet, die radial zum Leiterquerschnitt zugestellt werden. Aufgrund der hohen Abtragungsraten werden industrielle Anlagen zur fräsenden Entlackung vielfach mit elektrischen Prozesskontrollsystemen ausgestattet, die eine Beschädigung der Kupferoberfläche weitgehend verhindern. Sobald die Isolation vollständig abgetragen ist und das Schneidwerkzeug den Kupferleiter berührt, wird der Kontrollstromkreis geschlossen und das Fräswerkzeug kann nicht weiter zugestellt werden [37]. Bei der fräsenden Bearbeitung wird die Taktzeit stark von den Prozessnebenzeiten für das Zuführen und Spannen des Werkstücks beeinflusst. Die Abtragungsrate des eigentlichen Bearbeitungsprozesses hingegen hängt ebenso wie die resultierende Oberflächenqualität entscheidend

vom Schneidwerkzeug, der Vorschubgeschwindigkeit, der Schnitttiefe und der Eingriffsbreite ab. [36]

Beim Verfahren des Lackbürstens werden mindestens zwei, in gegensätzliche Richtung drehende, walzenförmige Werkzeuge eingesetzt, wobei der radiale Abstand der Bürstenschwerpunkte variabel verändert werden kann. Bei Einführung von einem oder mehrerer paralleler Lackdrähte in den resultierenden Abtragungsspalt, werden die Isolationsschichten infolge der hohen Umdrehungsgeschwindigkeiten von bis zu 4000 Umdrehungen pro Minute sowie der rauen Bürstenoberflächen abgetragen. Bürstmaschinen weisen den Vorteil einer hohen Entlackungsrate auf, wodurch kurze Prozesszeiten resultieren. Allerdings bedingt die raue Oberfläche der Werkzeuge eine verhältnismäßig schlechte Abtragungspräzision. In der Folge wird der Kupferdrahtquerschnitt durch den Bürstvorgang merklich verjüngt. [32; 33]

Beim Abtragstrahlen werden als Strahlmittel bezeichnete Festkörperpartikel mittels eines Fluidstroms derart beschleunigt, dass sie auf den isolierten Kupferleiter auftreffen und Mikroisolationspartikel absprenge. Im Bereich der industriellen Entlackung von Kupferdrähten werden, abhängig vom vorliegenden Isolationssystem, als Strahlmittel sowohl Sandkörner als auch Kunststoffkörner verwendet. Die Wahl des Kornmaterials beeinflusst in Verbindung mit der gewählten Korngröße die Abtratarate sowie die Oberflächenqualität des Kupferleiters. Insgesamt jedoch handelt es sich beim Abtragstrahlen um ein verhältnismäßig langsames Entlackungsverfahren, das hinsichtlich der erzielbaren Taktzeit nicht mit bürstenden Verfahren konkurrieren kann. [34]

Alle betrachteten mechanischen Verfahren weisen den Vorteil auf, dass die Prozesszone der Verfahren sehr genau begrenzt werden kann, wodurch geometrische Toleranzvorgaben verhältnismäßig genau eingehalten werden können. Außerdem entstehen bei den mechanischen Entlackungsverfahren keine gesundheitsschädlichen Dämpfe, die zusätzliche Schutzmaßnahmen für den Werker bedingen. Allerdings verschmutzen die zähelastischen Lackteilchen die Bearbeitungswerkzeuge der Bürst-, Schleif- und Fräsverfahren erheblich, weshalb die mechanischen Abisolationsverfahren mit kurzen Wartungsintervallen einhergehen. Gleichzeitig ist bei allen betrachteten Prozessvarianten eine simultane Bearbeitung mehrerer Drähte eines Leiterbündels nur dann möglich, wenn dem Entlackungsprozess ein erheblicher Aufwand zur Vereinzelung der biegeschlaffen Drähte vorrangig geht. In der Folge werden sie vorrangig bei der Entlackung einzelner, stabiler Leiterquerschnitte eingesetzt. Im Bereich der Abisolation von

Kupferdrahtbündeln finden sie hingegen lediglich in den Bereichen des Prototypenbaus sowie der Elektromotorenreparatur Anwendung. [34; 38]

Neben der mechanischen Lackabtragung besteht die Möglichkeit, die duroplastischen Isolierstoffe thermisch zu zersetzen. Zur Erzeugung und Übertragung der hierbei notwendigen Wärme existieren unterschiedliche Prozessalternativen, die in Bild 9 gegenübergestellt sind. Ein erstes Verfahren hierbei ist das Abisolieren mittels einer Gasflamme, die entweder mit Methylalkohol oder mit Wasserstoffgas versorgt wird [39]. Da eine derartige Flamme sehr hohe, nicht regelbare Prozesstemperaturen aufweist, besteht beim Abisolieren die Gefahr der Überhitzung einzelner Drähte. Aus diesem Grund ist im Fall der Entlackung eines ganzen Bündels darauf zu achten, dass die in der Bündelmitte befindlichen Leiter nicht abgeschirmt werden. Weiterhin bilden die Kupferleiter durch die Erhitzung über die Zersetzungstemperaturen der Isolationswerkstoffe umfassende Oxidschichten, sofern beim Verbrennen auf eine sauerstofffreie Umgebung verzichtet wird. Diese sind im Nachgang mittels reduzierender Chemikalien, wie beispielweise Spiritus, oder durch Reduktionsglühen in einem Plasma zu entfernen [40]. Industrielle Anwendung findet das Verfahren der Entlackung mittels Gasflamme aufgrund der hohen Wärmedichte und dem geringen Anlageninvestitionskosten im Bereich der Generatorenfertigung sowie in der Motoreninstandhaltung. Da mit diesem Funktionsprinzip allerdings kaum Möglichkeiten zur Prozessüberwachung und damit schwankende Verbindungseigenschaften einhergehen, wird in einer Serien- oder Massenproduktion auf dieses Verfahren verzichtet. [41]

Verfahren	Verbrennen mittels Gasflamme	Verbrennen mittels Laser	Verbrennen mittels Induktionsstrom	Verbrennen mittels Ultraschall
Prinzipskizze				
Taktzeit [s]	>10	< 1	> 2	> 2
Eignung für Lackdrahtbündel	nein	nein	ja	ja

Bild 9: Vergleich thermischer Entlackungstechnologien

Unter derartigen Produktionsrandbedingungen wird zur Entlackung zunehmend der Laser als Wärmequelle eingesetzt. Dieses Verfahren geht mit dem Vorteil einher, dass die Wärmeinflusszone äußerst exakt und wiederholgenau lokal begrenzt wird. In der Folge werden Bereiche, in denen eine unnötige Entlackung stattfindet, auf ein Minimum reduziert, weshalb der

Abtrag der Isolationsschicht sehr genau toleriert werden kann. Derzeit finden zwei unterschiedliche Laserabisolationsprozesse industrielle Anwendung. Zunächst besteht die Möglichkeit die Primärisolation mit der emittierten Strahlung einer CO₂-Laserquelle mit einer Wellenlänge von 10,6 μm thermisch zu zersetzen. Trifft das langwellige Laserlicht auf den isolierten Leiter, so wird ein Großteil der Strahlung von den langkettigen Duroplastmolekülen absorbiert. Während die Isolationsmoleküle auf atomarer Ebene aufgespalten werden, verbleibt der eigentliche Kupferleiter aufgrund seines hohen Reflektionsgrads nahezu unbeeinflusst (siehe Bild 10).

Umgesetzt wird dieses Prinzip mit gepulsten CO₂-Lasersystemen, die die Kupferlackdrähte mit Spitzenleistungen von 85 kW, Pulszeiten unter 250 ns und Wiederholungsfrequenzen von 3 kHz bestrahlen [42]. Durch den hohen Absorptionsgrad ermöglicht das beschriebene Verfahren hohe Isolationsabtragsraten. Allerdings verbleibt auf der Leiteroberfläche ein dünner Isolationsfilm von bis zu 3 μm , da sich der Absorptionsgrad bei Schichtdicken unterhalb der Strahlungswellenlänge erheblich verschlechtert.

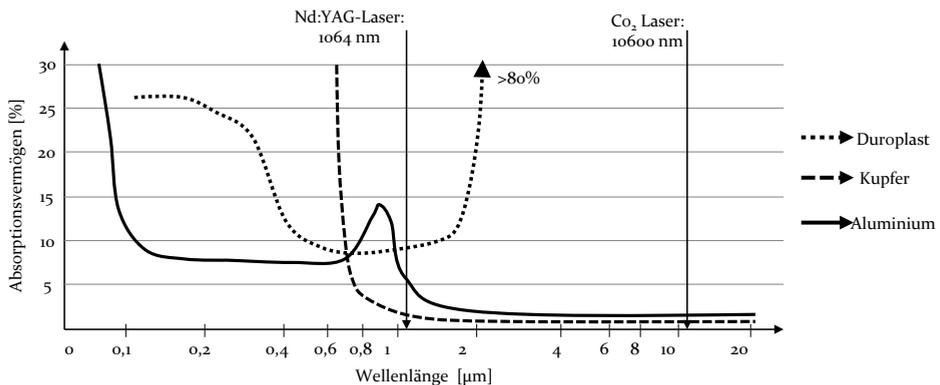


Bild 10: Transmissionseigenschaften von Kupfer und Duroplasten [43]

Zur Entfernung dieser Restschicht wird ein Nd:YAG Laser eingesetzt. Dieser emittiert Strahlung mit einer Wellenlänge von 1064 nm, bei der sich duroplastische Kunststoffe weitgehend transmissiv verhalten. Die durch die Isolationsschicht geleitete Strahlung wird teilweise im Kupferleiter absorbiert. Diese Absorption führt bei Verwendung eines gepulsten Strahls ausreichender Leistung zu einer schlagartigen Erwärmung und Ausdehnung des Kupferleiters, wodurch die bisher verbliebene Duroplastschicht abgesprengt wird (siehe Bild 11 rechts).

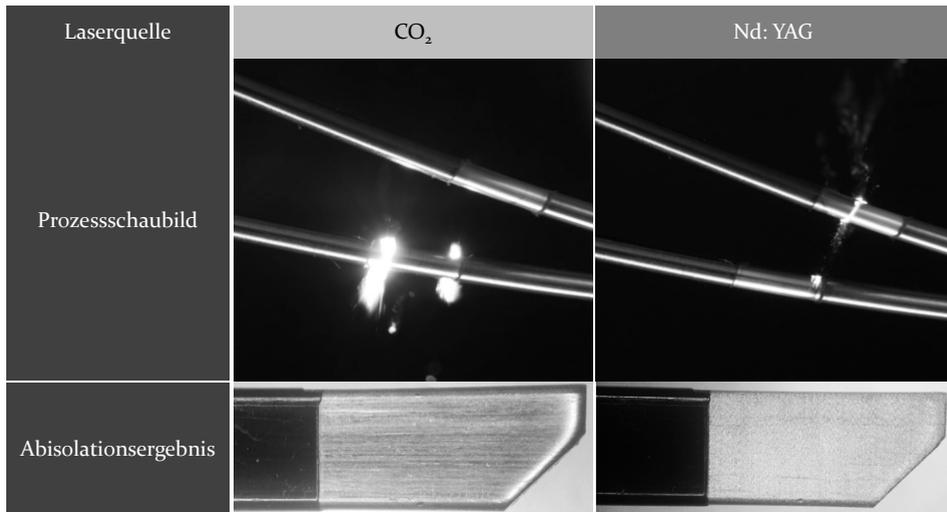


Bild 11: Gegenüberstellung der Laserabisolationsprozesse

Eine oxidfreie, abisolierte Leiteroberfläche bleibt zurück. Beide Laserabisolationsprozesse weisen den Nachteil auf, dass aufgrund von Abschirmungseffekten lediglich einzelne Drähte vollumfänglich abisoliert werden können. Aus diesem Grund finden sie bei der Entlackung von mehradrigen Kupferlackbündeln bisher keine Anwendung. [44]

Eine weitere, industriell eingesetzte Technologie zum thermischen Entlacken ist das induktive Abisolieren. Bei diesem Verfahren wird mittels eines elektrischen Schwingkreises Wechselstrom erzeugt, der über eine Induktionsspule in ein elektromagnetisches Wechselfeld übersetzt wird. Durch Positionierung einer oder mehrerer isolierter Kupferlackdrähte im Induktorfeld werden in den jeweiligen Leitern Spannungen induziert, die sich kurzschließen. In der Folge resultieren Wirbelströme, die an den Widerständen der Leiter Arbeit verrichten und diese somit erwärmen [45]. Aufgrund der sehr hohen Leitfähigkeitswerte der abzuisolierenden Kupferleiter arbeiten industriell eingesetzte Induktionsanlagen mit Stromfrequenzen von mindestens 200 kHz . Auf diese Weise wird die am Leiter hervorgerufene Erwärmung erheblich vergrößert, da sich infolge des Skin-Effekts mit zunehmender Frequenz, die Stromeindringtiefe und damit die Leitfähigkeit des Kupferdrahts reduziert. [46] [P3]

Das induktive Abisolieren ermöglicht die simultane Entlackung ganzer Lackdrahtbündel mit sehr kurzen Prozesszeiten von wenigen Sekunden. Allerdings bedingt die starke Erwärmung der Kupferoberfläche in sauerstoffhaltiger Umgebung großflächige Oxidationserscheinungen, die nachträglich entfernt werden müssen. Hierzu finden reduzierende Chemikalien,

wie beispielweise Isopropylalkohol, Anwendung [47]. Alternativ besteht die Möglichkeit der mechanischen Entfernung mittels Bürsten, Trockeneis [48], Druckluft [49] oder durch eine nachträgliche Verdrillung der Einzelleiter.

Beim ultraschallbasierten Kompaktieren hingegen wird kein nachgelagerter Prozess zur Oxidentfernung benötigt. Bei diesem Verfahren leitet das als Sonotrode bezeichnete Werkzeug die mittels Piezoaktoren generierten, hochfrequenten mechanischen Schwingungen in einen bzw. mehrere Kupferleiter ein. Diese Schwingungen werden aufgrund von Reibungsmechanismen in den Lackdrähten sowie an den Grenzflächen der einzelnen Leiter gedämpft, so dass die für die thermische Zersetzung der Primärisolation notwendige Prozesswärme entsteht. Simultan hierzu werden die Fügepartner in der Verbindungszone mit Druck beaufschlagt. Durch die resultierende Kombination aus den eingeleiteten Ultraschallschwingungen und dem auf die Verbindungszone wirkenden Druck werden die Kupferatome der Einzelleiter an den Grenzflächen derart angenähert, dass molekulare Bindungen entstehen. Die Verbindungspartner werden kaltgeschweißt [50]. Neben dem Vorteil der oxidfreien Oberflächen besticht das Verfahren der Kompaktierung durch sehr kurze Prozesszeiten. Außerdem wird das zuvor geometrisch undefinierte Leiterbündel in der Verbindungszone in eine genau tolerierbare Form verpresst. Allerdings bedingt das Verfahren ein sehr genaues Prozessverständnis, da bei unsachgemäßer Prozessauslegung die Gefahr von Leiterrissen besteht. [51]

2.3.2 Technologien zum Kontaktieren von Lackdrähten

Bei der Verbindung von Kupferlackdrähten werden im Kontext des Elektromaschinenbaus gemäß Bild 12 stoff- und kraftschlüssige Verbindungen eingesetzt. So finden Schweißverfahren Anwendung, bei denen die Kupferleiter an der Verbindungsstelle lokal aufgeschmolzen werden.

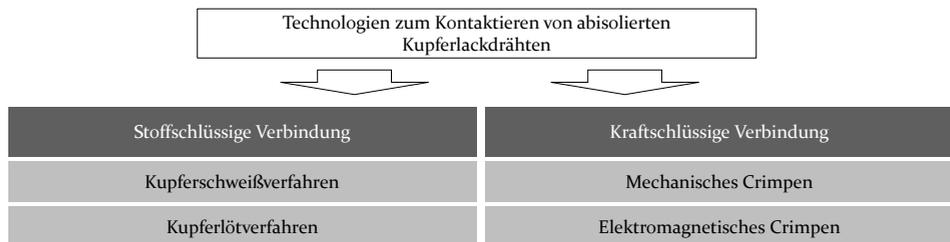


Bild 12: Technologien zum Kontaktieren von entlackten Kupferdrähten [52]

Grundsätzlich sind bei diesen Verfahren die besonderen physikalischen und chemischen Eigenschaften von Kupfer zu beachten, welche die Schweißbarkeit der Leiter deutlich erschweren. Zunächst bedingt die ausgeprägte Wärmeleitfähigkeit, dass die in die Verbindung eingebrachte Wärme sehr schnell an die Verbindungsumgebung abgeführt wird. Entsprechend muss die eingesetzte Wärmequelle die Fähigkeit besitzen, sehr hohe Erwärmungsraten auf einen kleinen Einbringungspunkt zu fokussieren. [52]

Daneben verursacht der Wärmeausdehnungskoeffizient Relativbewegungen der Schweißkanten während des Prozesses. Die resultierenden, thermisch bedingten Spannungen fördern die Bildung von Rissen in der Fügezone. Zusätzlich wird die Herstellung von konstanten Aufspannbedingungen erheblich erschwert. [52]

Eine weitere Eigenschaft von elementarem Kupfer ist die gute Lösbarkeit von Gasen in der Schmelzphase. Da sich das Lösungsvermögen im Erstarrungsprozess drastisch verringert, werden die ursprünglich aufgenommenen Stoffe während des Abkühlens ausgeschieden. In der Folge entstehen einerseits Kupferoxide, die die Schweißnaht verspröden und damit die mechanischen sowie die elektrischen Eigenschaften negativ beeinflussen. Andererseits bedingt die Entgasung die Entstehung von Poren, die den Leiterquerschnitt in der Verbindungszone verringern. Abschließend sind die gegenüber anderen Metallen geringe Viskosität und die geringe Oberflächenspannung von Kupferschmelze zu berücksichtigen [53]. Durch das stark herabgesetzte Formhaltungsvermögen ist das Verhalten des flüssigen Kupfers kaum reproduzierbar, so dass der erzielte Verbindungsquerschnitt erheblichen Schwankungen unterworfen ist.

Bild 13 verdeutlicht die angesprochenen Herausforderungen beim Schmelzschweißen von Kupferlackdrähten. Bei der dargestellten Verbindung handelt es sich um eine Schweißnaht, bei der als Fügepartner zwei vorkompaktierte Lackdrahtbündel mit jeweils 65 Einzelleitern verschweißt wurden. Die resultierende Naht zeigt deutliche Verfärbungen, durch die die Bildung von Kupfer(II)-Oxid nachgewiesen werden kann (Bild 13 links). Wird weiterhin das Schliffbild der Verbindung betrachtet, sind zahlreiche Poreneinschlüsse in variierenden Größen identifizierbar (Bild 13 rechts). Auch ist der Einfluss der geringen Oberflächenspannung respektive der niedrigen Schmelzviskosität zu erkennen, da beide Verbindungsstellen trotz identischer Einspannbedingungen stark in den geometrischen Abmaßen voneinander abweichen.

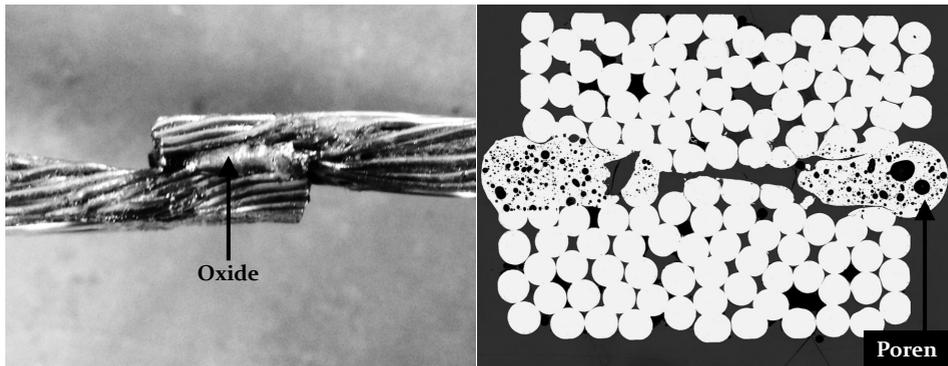


Bild 13: Entgasungsporen in der Schweißnaht von Kupferlackbündeln [Si]

Aufgrund dieser Herausforderungen kann der in Kupferlackdrähten verwendete Werkstoff CU-ETP nur mit Schweißverfahren verarbeitet werden, die eine sehr genaue Prozessführung mit der Möglichkeit zur starken, lokal begrenzten Wärmeeinbringung vereinen. Eine in der industriellen Serienfertigung eingesetzte Technologie, die diese Anforderungen bedingt erfüllt, ist der Wolfram-Inertgasschweißprozess (WIG-Schweißprozess), bei dem ein Lichtbogen zwischen den Kupferleitern und einer nicht schmelzenden Wolframelektrode gezündet wird [54]. Dieses Verfahren ermöglicht die stoffschlüssige Verbindung von Kupferdrahtbündeln in kurzen Taktzeiten, wobei geringe Übergangswiderstände von wenigen $\mu\Omega$ erzielt werden [10]. Weiterhin finden zunehmend Nd:YAG Laser zur Verschweißung von Kupferleitern Anwendung [55]. Allerdings beträgt der bei dieser Lichtwellenlänge vorliegende Absorptionskoeffizient von festem Kupfer weniger als 5 % (siehe Bild 10), sodass extrem hohe Laserleistungen benötigt werden, um ausreichend große Kupferleiterquerschnitte für Elektromotoren verschweißen zu können. Aus diesem Grund wird zunehmend die Verarbeitung von Kupferleitern mit frequenzverdoppelten Nd:YAG Lasern erforscht [56]. Die zugehörigen Laserquellen emittieren Licht mit einer Wellenlänge von 532 nm . Bei einem derartigen Spektralbereich verbessert sich das Absorptionsverhalten und damit die Wärmeeinbringung, die erzielbare Verbindungsqualität sowie der Wirkungsgrad des Schweißprozesses deutlich. Unabhängig von der Art der Wärmeeinbringung sind die zu verbindenden Kupferleiter sowohl beim WIG-Schweißen als auch beim Laserschweißen unter einer Schutzgasatmosphäre aus Stickstoff, Argon oder Helium zu verarbeiten, um die Oxidausscheidungs- und Lunkerbildungsmechanismen auf ein Minimum zu reduzieren [57]. Weiterhin wird explizit für den Werkstoff CU-ETP die Verwendung von reduzierenden Flussmitteln empfohlen [54].

Aufgrund der diffizilen Eigenschaften von Kupferschmelze werden im Elektromaschinenbau neben Schweißverfahren auch Lötverfahren eingesetzt, welche die Prozessführung deutlich erleichtern. Grundsätzlich finden hierbei sowohl Weichlote auf Zinnbasis aber auch Hartlote auf Silberbasis Anwendung [10]. Ein weit verbreitetes Weichlötverfahren ist das Tauchbadlöten, bei dem die zu benetzenden Kupferleiter in einen auf Prozesstemperatur beheizten und mit Zinn gefüllten Behälter getunkt werden [58]. Hartlote werden hingegen in der Regel selektiv appliziert und nur lokal aufgeschmolzen [59]. Aus diesem Grund wird bei diesem Verfahren Gas im Bereich der Generatorenfertigung sowie in der Motoreninstandhaltung und Laserstrahlung im Bereich der automatisierten Fertigung als Wärmequelle verwendet. Lötverfahren gehen mit einigen Nachteilen einher, die bei der Prozessauslegung zu berücksichtigen sind. Durch die Kombination mehrerer Metalle in der Verbindungsstelle besteht die Gefahr von Kontaktkorrosion, sofern elektrolytische Flüssigkeiten in die Verbindungsstelle gelangen. Daneben sind die auf den Kupferleitern auftretenden Oxidschichten vor dem eigentlichen Lötprozess zu entfernen, da sonst die Benetzungseigenschaften der Fügepartner erheblich reduziert werden. Entsprechend sind die Leiter vor dem eigentlichen Lötprozess industriell zu reinigen. Hinsichtlich der resultierenden Verbindungsqualität ist bei Lötverfahren zu beachten, dass aufgrund der variierenden Werkstoffe zusätzliche materialbedingte Widerstandsanteile generiert werden, die bei Schweißverbindungen nicht auftreten. Entsprechend erhöht sich der theoretisch erzielbare Übergangswiderstand geringfügig [60].

Neben stoffschlüssigen Verbindungsverfahren werden im Elektromaschinenbau ebenso kraftschlüssige Fügetechnologien eingesetzt. Eine wesentliche Rolle zur Kontaktierung von mehreren Drähten eines Bündels spielt in diesem Zusammenhang die Familie der Crimpverfahren.

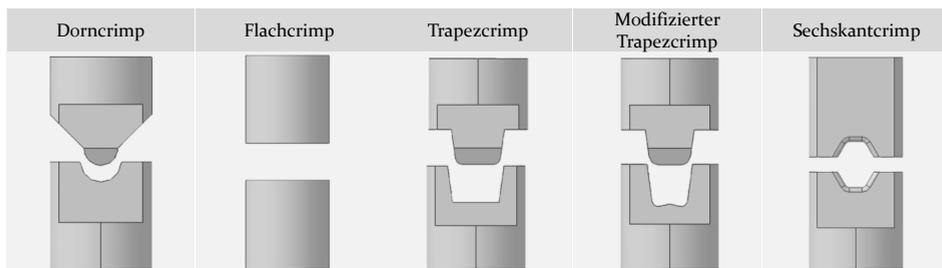


Bild 14: Auszug potentieller Crimpwerkzeugformen [62]

Bei dieser Technologie wird ein Kabelschuh oder eine Hülse mittels eines Pressvorgangs gemeinsam mit den innenliegenden Drähten plastisch verformt. Hierdurch werden form- und reibschlüssige Verbindungen zwischen den einzelnen Drähten und dem Kabelschuh geschaffen. Der zur Verbindungserzeugung notwendige Pressdruck kann mechanisch aber auch mittels eines elektromagnetischen Pulses generiert werden. Beim mechanischen Crimpen existiert eine Vielzahl an unterschiedlichen Werkzeugen, die die Rohrkabelschuhe symmetrisch aber auch asymmetrisch umformen (siehe Bild 14). [61; 62]

Ziel der verschiedenen, entwickelten Crimpwerkzeuge hierbei ist es, stets eine über den gesamten Kabelschuhquerschnitt möglichst homogene Verpressung zu erzielen. Diese Forderung erfüllt das Verfahren des elektromagnetischen Crimpens theoretisch betrachtet in besonders ausgeprägter Weise. Bei dieser Technologie, dessen Wirkprinzip in Bild 15 dargestellt ist, werden in einem primären Stromkreis hochkapazitive Kondensatoren mit Spannungen zwischen 3 kV und 25 kV aufgeladen [63].

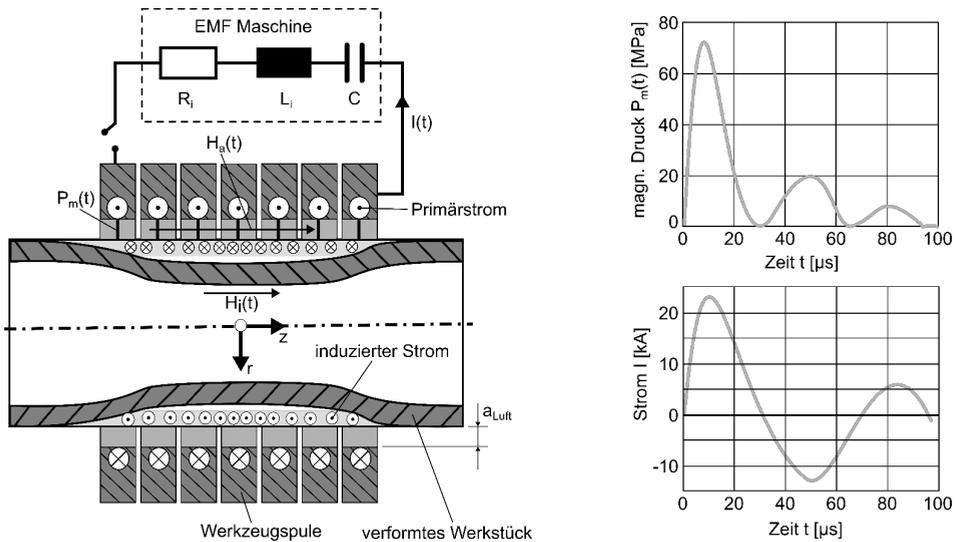


Bild 15: Wirkprinzip Elektromagnetisches Crimpen [63]

Die gespeicherte Energie wird nach Beendigung des Ladevorgangs in einem Sekundärstromkreis, der die Werkzeugspule enthält, schlagartig entladen. Durch den dabei erzeugten Kurzschlussstrom, der Stärken zwischen 10^4 A und 10^6 A aufweist, wird in der Werkzeugspule ein Magnetfeld ausgeprägter Intensität aufgebaut [64]. Dieses induziert an der Mantelfläche des in der Spule befindlichen Kabelschuhs Sekundärspannungen, die sich kurz-

schließen. Da der entstandene Sekundärstrom dem Primärstrom entgegenwirkt, wird die freigesetzte Energie im Spalt zwischen Werkzeugspule und Hülse konzentriert. Der resultierende magnetische Pressdruck wirkt homogen auf den kompletten Verbindungsquerschnitt und bewirkt eine plastische Verformung des Kabelschuhs in radialer Richtung. Der magnetische Pressdruck wird entsprechend von der Permeabilität des Kabelschuhs, von der Windungsanzahl und der Länge der Werkzeugspule und vom Primärstrom beeinflusst. Durch das beschriebene Wirkprinzip wird der Kabelschuh theoretisch ideal radial verformt. Die in Bild 16 links dargestellte Detailaufnahme des Querschliffs einer elektromagnetisch gecrimpten Probe bestätigt zunächst diese These. Die abgebildeten Drähte sind nahezu ideal gleichförmig verpresst. Allerdings illustrieren die daneben abgebildeten Querschliffe von Proben, die mit unterschiedlichen Ladespannungen gecrimpt wurden, einen unerwünschten negativen Effekt. Aufgrund des undefinierten Verhaltens der Drähte während des Pressvorgangs weicht der Innenradius des verpressten Kabelschuhs mit zunehmendem Verpresungsgrad von der idealen Kreisform ab (siehe Bild 16 rechts). Folglich ist das Merkmal der homogenen Krafterbringung des elektromagnetischen Crimpens im Bereich der Verbindung von Kupferdrahtbündeln nur bedingt von Vorteil, da auch mechanisch umgeformte Crimpkontakte bei optimaler Prozessauslegung exzellente Eigenschaften aufweisen.

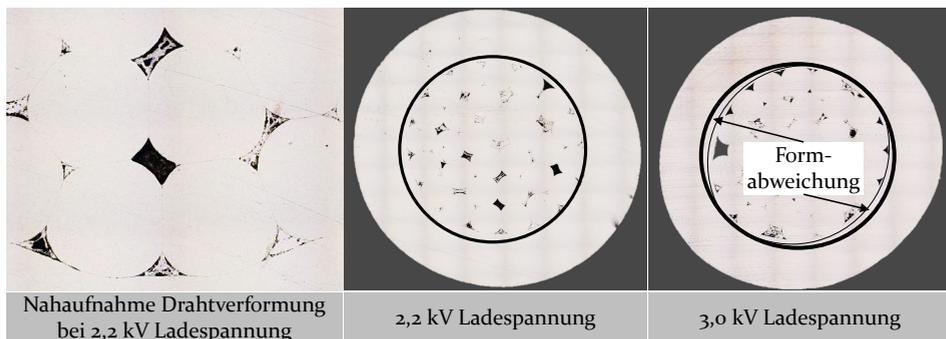


Bild 16: Zunahme der Formabweichung beim magnetischen Crimpen

Voraussetzung hierfür ist eine bestmögliche Wahl des aufgetragenen Crimpdrucks. Bild 17 gibt den Zusammenhang zwischen der mechanischen Festigkeit, der elektrischen Leitfähigkeit und der Querschnittsänderung in Abhängigkeit vom Verformungsgrad an. Anhand der Darstellung ist das Prozessfenster beim Crimpen in drei Teilbereiche zu untergliedern. Liegt ein geringer Verpresungsgrad vor, verbessern sich mit zunehmender Crimptiefe die Leitfähigkeit und die Auszugskraft zunächst. Der Verbindungsquerschnitt bleibt in diesem Prozessfenster hingegen konstant.

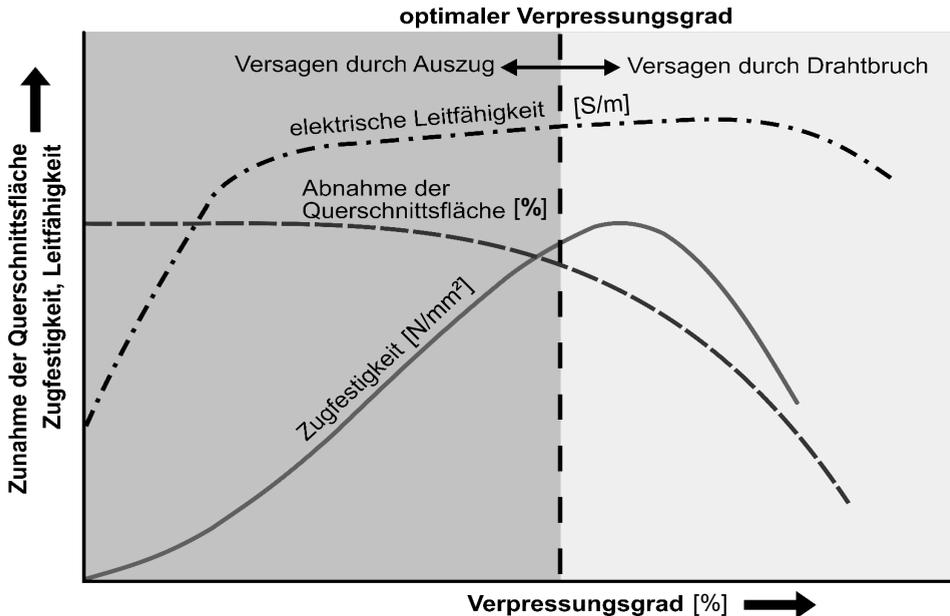


Bild 17: Verhältnis zwischen Verbindungseigenschaften und Umformgrad [65]

Erhöht man den Umformgrad weiter, führt dies zur Querschnittsverengung in der Fügezone, wobei die Leitfähigkeit und die Auszugskraft weiter ansteigen. Erst wenn eine kritische Tiefe erreicht wird, nimmt die Auszugskraft aufgrund der Schwächung der Einzeldrähte wieder ab. Dies führt letztendlich auch zu einer Verringerung der Leitfähigkeit. Der optimale Verformungsgrad ist gemäß den Untersuchungen aus [66] noch vor dem Wendepunkt der Festigkeitskurve anzusiedeln. Bei Anwendung dieser Prozesseinstellungen erlauben mechanische Crimpverfahren die kostengünstige Herstellung von gasdichten und damit langzeitstabilen Verbindungen mit sehr guten mechanischen und elektrischen Eigenschaften.

2.3.3 Technologien zum Abisolieren und gleichzeitigen Kontaktieren von Lackdraht

Neben den genannten Verfahren existieren zusätzlich Technologien, die ein simultanes Entlacken und Kontaktieren ein oder mehrerer Drähte in kurzen Prozesszeiten ermöglichen. Sie werden in Bild 18 anhand der zur Verbindungsherstellung notwendigen Flächenpressung und der im Prozess vorliegenden Temperatur abgegrenzt.

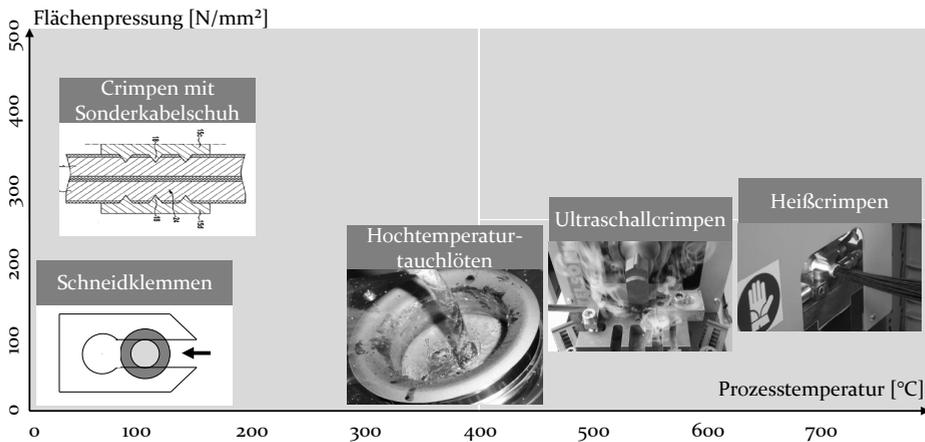


Bild 18: Verfahren zum simultanen Entlacken und Kontaktieren

Ein bei Raumbedingungen stattfindender Prozess ist das Schneidklemmverfahren, bei dem die Isolation im Kontaktbereich mittels speziell ausgelegter Schneidelemente abgeschält wird. Abweichend von herkömmlichen mechanischen Abisolationsverfahren, dienen die hierzu verwendeten Schneiden gleichzeitig als Kontaktpartner zur Leitung von Strom in bzw. aus dem Leiter. Da die resultierende Verbindung auf einem Klemmmechanismus beruht, ist die Aufbringung und Aufrechterhaltung einer Mindestpresskraft auf die Kontaktzone über den Lebenszyklus hinweg von essentieller Bedeutung. Zur Erfüllung dieser Forderung und zur Gewährleistung einer möglichst optimalen Abisolationsqualität sind Schneidkontakte sehr genau auf den verwendeten Leiterquerschnitt, die Stärke der Isolationsschicht und den verwendeten Isolationswerkstoff abzustimmen. So führen zu hohe Einpresskräfte respektive eine falsch ausgelegte Schneidkantengeometrie zu starken Verjüngungen im Kupferleiter, die langfristig Drahtbrüche bedingen. Werden hingegen verringerte Presskräfte an stumpfen Schneidkanten zur Anwendung gebracht, resultiert eine ungenügende Entlackung, so dass übermäßig starke Erwärmungen in der Verbindungsstelle auftreten. Weiterhin hat das Schneidklemmkontaktverfahren den Nachteil, dass punktuelle Kontakte geringer Abmessungen zwischen den Verbindungselementen erzeugt werden, wodurch die Stromtragfähigkeit der Verbindungen begrenzt ist. Außerdem können mit dieser Technologie lediglich maximal zwei Kupferleiter parallel bestromt werden [16].

Ein kombiniertes Verfahren, mit dem mehrere Drähte parallel geschaltet werden, stellt eine Abwandlung der in Kapitel 2.3.2 vorgestellten Crimptechnologien dar. Bei diesem Prozess passt man die Innengeometrie der

umliegenden Hülsen oder Kabelschuhe derart an, dass hervorstehende Kanten die Drahtisolation während des Pressvorgangs lokal durchtrennen. Grundsätzlich existiert eine Vielzahl an Konzepten für Sonderkabelschuhe, die diese Aufgabe erfüllen sollen. Eine Auswahl derartiger patentierter Konzepte ist in Bild 19 illustriert.

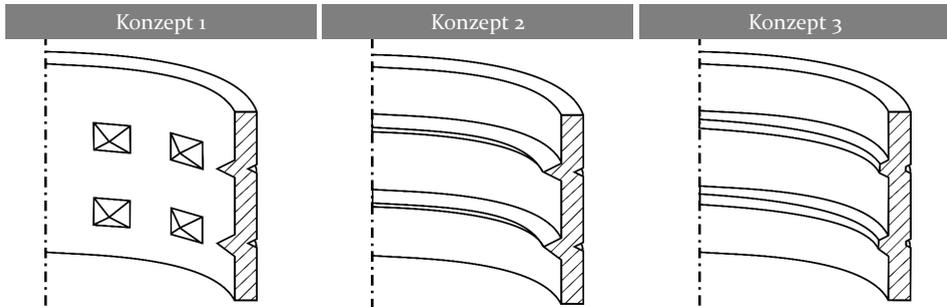


Bild 19: Auswahl patentierter Sonderkabelschuhe [67; 68]

Das Verpressen von Sonderkabelschuhen zum simultanen Abisolieren weist den Benefit einer vergleichsweise einfachen Prozessführung auf. Ebenso bedingt das Funktionsprinzip lediglich geringe Investitionskosten. Allerdings stehen diesen Vorzügen der Aufwand zur Kabelschuhauslegung und die erheblichen Materialkosten der Sonderkabelschuhe gegenüber. Außerdem können zwar mehrere Drähte gefügt werden, jedoch muss jeder einzelne Draht unmittelbar am Verbindungselement anliegen und auch mit dieser Technologie geht der Nachteil von lediglich punktuellen, respektive linienförmigen Kontaktbereichen einher.

Beim Verfahren des Hochtemperaturtauchbadlötens entstehen hingegen, unter optimalen Prozessbedingungen, großflächige Übergangsbereiche mit geringen elektrischen Widerständen. Abweichend von dem in Kapitel 2.3.2 vorgestellten Tauchlötverfahren ist gemäß [16] bei diesem Prozess Bleilot zu verwenden, das bei bis zu 480 °C verarbeitet wird. Diese Temperatur reicht aus, um Primärisolationen aus Polyurethan thermisch zu zersetzen. Die dabei entstehenden Restprodukte fallen im Lötbad ab und sind in regelmäßigen Abständen mechanisch zu entfernen. Da bei diesem Verfahren das erwärmte, abisolierte Kupfer nicht in Kontakt mit der sauerstoffhaltigen Umgebungsatmosphäre gerät, sondern im Tauchbad vom Lot abgeschirmt wird, entsteht eine weitgehend oxidfreie Verbindung. Allerdings handelt es sich hierbei um einen unkontrollierbaren Prozess, da die exakten Verfahrensparameter an der Verbindung weder direkt eingestellt, noch aufgrund der Abschirmungseffekte im Lot überwacht werden können. Aus diesem Grund findet das Hochtemperaturtauchbadlötens

Anwendung, wenn in kleinen Stückzahlen produziert wird und keine Anforderungen hinsichtlich der Rückverfolgbarkeit von Prozessparametern gestellt werden. [16]

Sollen hingegen Kupferlackdrähte in kurzen Taktzeiten und unter der Prämisse rückverfolgbarer Prozessdaten mit einem Anschlagteil verbunden werden, stellen Verfahren, die auf dem Effekt der Widerstandserwärmung beruhen, eine vielversprechende Alternative dar. Eine Technologie, die zur simultanen Verbindung aller Lackdrähte eines Kupferbündels Anwendung findet, trägt den Namen Heißcrimpen. Bei diesem Prozess wird das mit Drähten gefüllte Anschlagteil mittels Elektroden bestromt. [69]

Abweichend von regulären Widerstandsschweißverfahren ist beim Heißcrimpen die exzellente Leitfähigkeit von Kupferwerkstoffen zu beachten. Aus diesem Grund finden bei vorliegendem Prozess Elektroden Anwendung, die beschränkte Leitfähigkeitseigenschaften aufweisen. In der Folge wird die notwendige Prozesswärme zunächst in den Elektroden erzeugt und anschließend über Wärmeleitungsmechanismen in die Verbindungszone eingeleitet (siehe Bild 20).

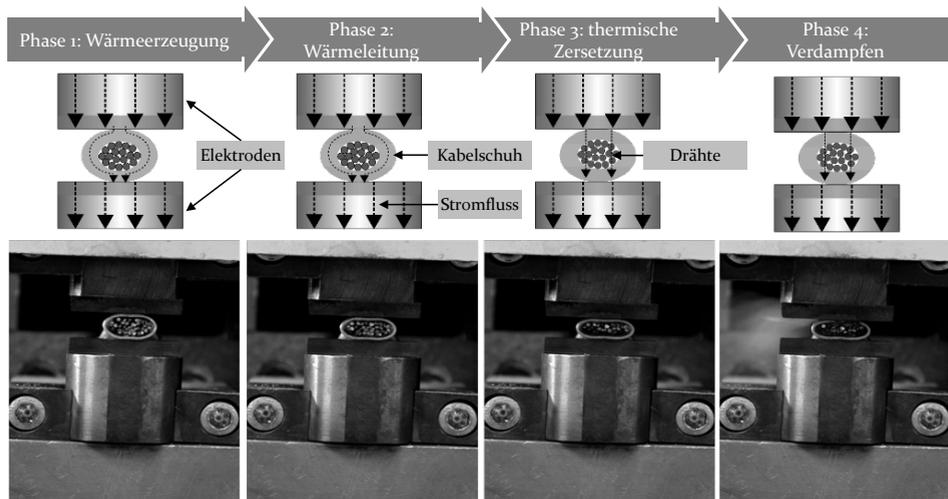


Bild 20: Prozessablauf der Heißcrimptechnologie

Die hierbei generierte Prozesstemperatur von maximal 750 °C reicht jedoch in der Regel nicht aus, um eine stoffschlüssige Schweißverbindung herzustellen. Anstatt dessen wird die Prozesswärme lediglich genutzt, um die Lackisolation thermisch zu zersetzen. Gleichzeitig wird die Verzinnung im Kabelschuh aufgeschmolzen. Das verflüssigte Zinn benetzt die freierwerdenden, heißen Kupferdrähte und schützt diese so vor Oxidation. Durch

weiteren Wärmetransport in die Prozesszone wird das Zinn einschließlich der aufgenommenen Verunreinigungen verdampft. Simultan hierzu werden die Anschlagteile und die eingelegten Drähte plastisch verformt, wodurch ein Großteil der trotz des Zinnsäuberungsmechanismus in der Verbindung verbliebenen Verbrennungsrückstände axial aus dem Anschlagteil herausgepresst wird. Dabei entsteht eine form- und kraftschlüssige Crimpverbindung, die unter optimalen Prozessparametern gasdichte Eigenschaften aufweist. Folglich sind die innerhalb des Anschlagteils freigelegten Kupferdrähte von in der Umgebungsatmosphäre vorliegenden Sauerstoffmolekülen abgeschirmt, so dass Oxidationsreaktionen verhindert werden. Aufgrund der erzielbaren Verbindungseigenschaften und dem weiten Prozessfenster findet das Heißcrimpverfahren sehr breite Anwendung im industriellen Umfeld. Allerdings gehen mit dem Verfahrensprinzip extrem starke thermische und mechanische Belastungen der Elektroden einher, wodurch äußerst geringe Werkzeugstandzeiten sowie sich ständig verändernde Werkzeugmerkmale resultieren. [70]

Das Verfahren des Ultraschallcrimpens weist diese Nachteile nicht auf, da die notwendige Wärmemenge zum Abisolieren der Kupferlackleiter direkt in der Verbindungszone generiert wird. Diese Technologie, bei der das Anschlagteil ebenfalls simultan zum thermischen Abisolationsprozess mechanisch verformt wird, beruht auf der Einleitung von hochfrequenten, mechanischen Schwingungen in den Kabelschuh und in die innenliegenden Kupferlackdrähte. Das in Bild 21 dargestellte Prozessmodell zeigt schematisch die Umsetzung eines ultraschallunterstützten Crimpprozesses, bei dem die von der Sonotrode übertragene Longitudinalschwingung tangential zum Kabelschuh eingekoppelt wird.

In der Folge entstehen zwei unterschiedliche Wärmequellen, deren relativer Einfluss zueinander von der Wahl der Prozessparameter beeinflusst wird. Zum einen entstehen an der Grenzfläche zwischen der Sonotrode und dem zu verformenden Anschlagteil Relativbewegungen, die Reibungswärme erzeugen. Da dieser Effekt auf dem Schlupf zwischen der Sonotrode und dem Kabelschuh beruht, tritt er dann auf, wenn eine schlechte Einkopplung der mechanischen Schwingung gewährleistet ist. Entsprechend ist diese Wärmequelle bei geringem Pressdruck und einer niedrigen Flächenpressung in der Verbindungszone dominierend. Wird allerdings der Schlupf im weiteren Prozessverlauf in Folge der zunehmenden Kabelschuhverformung erheblich minimiert, tritt eine andere Wärmequelle in den Vordergrund. Die eingeleiteten Schwingungen werden in den beteiligten Fügepartnern selbst sowie an den Grenzflächen zwischen den Fügepartnern

gedämpft. Die hierbei generierten inneren Reibungskräfte bedingen ebenfalls eine Erwärmung der Verbindungszone. [71; 72] [P4]

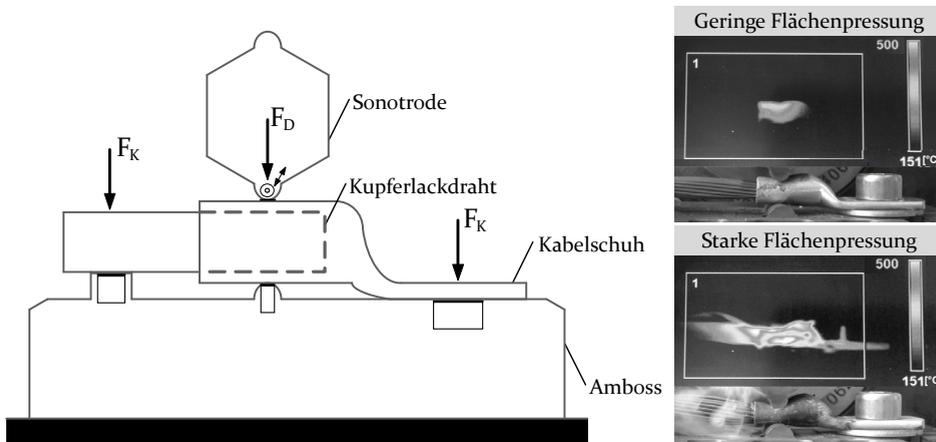


Bild 21: Erwärmungsmechanismen beim Ultraschallcrimpen[S2]

Da beide Effekte eine Erwärmung am bzw. im Kabelschuh hervorrufen, treten in der Sonotrode erheblich geringere Temperaturen auf, die sich deutlich positiv auf die Werkzeugstandzeit auswirken. Weiterhin bieten die entsprechenden, derzeit verfügbaren Ultraschallpressen weitreichende Möglichkeiten zur Regelung und Überwachung des Crimpprozesses. Allerdings benötigt dieses Verfahren große Ambosse, die eine ausreichende Dämpfung der mechanischen Schwingungen außerhalb der Prozesszone gewährleisten. Aus diesem Grund sind eine sehr genaue Auslegung des verwendeten Schwing- und Dämpfungssystems und die hiermit verbundenen Kosten zu berücksichtigen.

2.3.4 Auswahl der für den Anwendungsfall näher zu betrachtenden Verfahren

Angesichts der Vielzahl an potentiellen Technologien zum Entlacken und Kontaktieren von Kupferlackdrähten ist zu diskutieren, welche Verfahren für den Sektor der Automobilindustrie als tatsächlich geeignet erscheinen. Da beim Kontaktieren von Elektromotoren eine Vielzahl an Drähten miteinander zu verbinden ist, beschränken sich die Betrachtungen hierbei auf jene Prozesse, die eine gleichzeitige Bearbeitung von mehr als zwei Drähten ermöglichen. Folglich werden alle mechanischen Abisolierstechnologien, das Plasmaabisolieren sowie das Abisolieren mittels Laserstrahlung ebenso wie die Verfahren Laserlöten, Schneidklemmen und Widerstands-

schweißen nicht weiter analysiert. Weiterhin weisen die chemische Abisolierung unter Verwendung von Säuren aufgrund der aufwendigen Prozessführung und den erheblich hohen Taktzeiten sowie das Entlacken mittels Flamme aufgrund der kaum reproduzierbaren Prozessergebnisse entscheidende Nachteile auf. Entsprechend werden auch diese Technologien nicht weiter für die Forschungsarbeit betrachtet. Zusätzlich wird der Prozess des Ultraschallabisolierens nicht weiter erörtert, obgleich dieses Verfahren prozessbedingte Vorteile aufweist. Da allerdings auch der kombinierte Prozess zum Entlacken und Kontaktieren von Kupferlackdrahtbündeln mittels Ultraschall existiert, ist eine Betrachtung dieses Prozesses als weit-aus zielführender zu sehen. Basierend auf diesen Überlegungen werden lediglich die in Tabelle 2 dargestellten Verfahren und Prozessketten näher analysiert. Um vielversprechende Technologien identifizieren zu können, fließen hierbei verschiedene Kriterien in den Beurteilungsprozess ein.

Werden die für eine Serienfertigung wesentlichen Bewertungskriterien betrachtet, wird die potentielle Eignung der verbleibenden Prozessalternativen ersichtlich. Von besonderem Interesse ist dabei das Verfahren des Heißcrimpens, das im Bereich der Fertigung von Traktionsantrieben eine derzeitig ausgeprägte Marktdurchdringung genießt.

Tabelle 2: Eignung von Technologien zum Verbinden von Kupferlackdrahtbündel

Entlacken	induktiv	induktiv	induktiv	induktiv	Crimpen von SKS	HTTL	USC	HC
Kontaktieren	TL	LS	MAC	MEC				
Prozessführung	++	-	--	++	+	++	o	++
Taktzeit	o	+	-	+	++	+	++	++
Reproduzierbarkeit	o	+	-	++	+	--	++	++
Investmentkosten	+	--	--	o	++	++	+	+
Variable Prozesskosten	o	-	o	o	--	o	o	o
Eignung	o	-	-	+	o	o	+	++

Legende: TL: Tauchlöten LS: Laserschweißen MAC: magnetisches Crimpen MEC: mechanisches Crimpen
SKS: Sonderkabelschuhe HTTL: Hochtemperaturtauchlöten USC: Ultraschallcrimpen HC: Heißcrimpen

Neben dieser Technologie ist das Ultraschallcrimpen zu erforschen. Da es auf einer unmittelbaren Erwärmung der Kupferlackdrähte beruht, geht es gegenüber dem auf Wärmeleitungseffekten beruhenden Heißcrimpprozess mit einem merklich reduzierten Werkzeugverschleiß einher. Hierdurch werden Rüstzeiten und die damit verbundenen Kosten minimiert. Gleichzeitig erweist sich die ultraschallbasierte Erwärmung als wesentlich effizienter, so dass Energieeinsparungen von über 90 % erschlossen werden können [73] [P5].

Die verbleibenden kombinierten Verfahren weisen hingegen entscheidende Nachteile auf, die einen wirtschaftlichen Einsatz im Kontext einer Serienfertigung im automobilen Umfeld behindern. So handelt es sich bei den vorgestellten Sonderkabelschuhen, die ein direktes Ankontaktieren im Zuge des Verformungsvorgangs erlauben, um teure Speziallösungen. Diese können nicht mit den im Bereich der Kabelschuhfertigung etablierten Verfahren produziert werden, wodurch die variablen Materialkosten wesentlich negativ beeinflusst werden. Ebenso ist das Verfahren des Hochtemperaturlötens nicht näher zu untersuchen, da es lediglich bei Kupferlackdrähten bis zu einer Wärmeklasse von 155 °C eingesetzt werden kann. Diese Wärmeklasse findet jedoch im Umfeld der Automobilfertigung kaum Anwendung (siehe Kapitel 2.2.1). Spaltet man die Teilaufgaben der Entlackung und Kontaktierung hingegen auf, so ist die Verfahrenskombination des induktiven Abisolierens und einem mechanischen Kaltcrimpprozess als am vielversprechendsten zu bewerten. So geht mit dem Tauchlötverfahren das Problem einher, dass sich Drahtverunreinigungen im Lötbad als Schlacke abscheiden. Die resultierenden Ablagerungen haften an der Oberfläche des Schmelzbades. In der Folge wird die Lötverbindung beim Entfernen der Kabelschuhverbindung aus dem Tauchbecken mit Schlacke verschmutzt. Da diese Verschmutzung kaum zu unterbinden ist und gleichzeitig nicht reproduzierbar appliziert werden kann, geht dieses Verfahren mit einer Prozessstreuung einher, die automobilen Standards nicht genügt. Die verbleibenden Verfahren des Laserstrahlschweißens und magnetischen Crimpens weisen den Nachteil auf, dass sie trotz enormer Anlagenkosten Kabelschuhverbindungen verminderter Qualität erzeugen, die die erheblichen Zusatzinvestitionen nicht rechtfertigen. Basierend auf diesen Überlegungen erstrecken sich die weiteren Untersuchungen zur Ermittlung der optimalen Kontaktierungstechnologie zur Verbindung von Kupferlackdrahtbündeln auf die Verfahren Heißcrimpen, Ultraschallcrimpen sowie auf die Verfahrenskombination aus induktivem Abisolieren und mechanischem Crimpen.

2.4 Prüfverfahren zur Qualifizierung von Verbindungstechnologien im Elektromaschinenbau

Aufgrund der Divergenz der weiter zu analysierenden Prozessketten ist ein allgemeingültiges Bewertungsmodell zu konzipieren, mit dem die verschiedenen Verfahren objektiv miteinander verglichen werden. Hierzu schließt sich zunächst eine Darstellung der etablierten Vorgehensweise zur Beurteilung und Optimierung von Crimpverbindungen des Elektromaschinenbaus an. Darauf aufbauend folgt eine Beschreibung des hiervon stark abweichenden Qualifizierungsprozesses von elektrischen Verbindungen in der Automobilindustrie, wobei auf die verschärften Anforderungen an Kontaktstellen in diesem Anwendungsgebiet eingegangen wird.

2.4.1 Prüfung von Crimpkontakten im Bereich Elektromaschinenbau

Da in der Kontaktierungstechnik elektrisch leitfähige Fügestellen hergestellt werden, sind bei der Bewertung von Kontaktstellen grundsätzlich die Zielgrößen der mechanischen Festigkeit und der elektrischen Konduktivität in Betracht zu ziehen [74]. Zur Beurteilung dieser Verbindungsmerkmale finden normgemäß optische, mechanische und elektrische Prüfverfahren Anwendung. Diese werden in Bild 22 gegenübergestellt. [75]

Optische Tests werden genutzt, um Kontaktstellen mit offensichtlich erkennbaren Mängeln auszusortieren, sodass sie keine weiteren Prüfverfahren durchlaufen. Durch diese Vorauswahl wird die Anzahl der zu testenden Proben verringert und entsprechend die Kosten und die Zeit zur Prozessauslegung minimiert. Im Zuge der Sichtprüfung in Anlehnung an [76] wird das äußere Erscheinungsbild der Crimpverbindung inspiziert. Hierbei werden die geometrischen Abmessungen des Crimpabdrucks aber auch des außerhalb der Verbindungszone aufgetretenen Wärmeeinflussbereichs bewertet. Weiterhin dienen Schliffbilder der optischen Qualifizierung von Crimpverbindungen. Sie werden eingesetzt, um das Volumen der in der Verbindung verbliebenen Isolationsrückstände, die Drahtverteilung in der Verbindung und den Verpressungsgrad des Kabelschuhs sowie der Einzeldrähte zu beurteilen. Da aus den genannten optischen Verfahren keine quantifizierbaren Ergebnisse extrahiert werden können, sind im Zuge des Qualifizierungsprozesses weiterführende mechanische und elektrische Prüfverfahren anzuwenden.

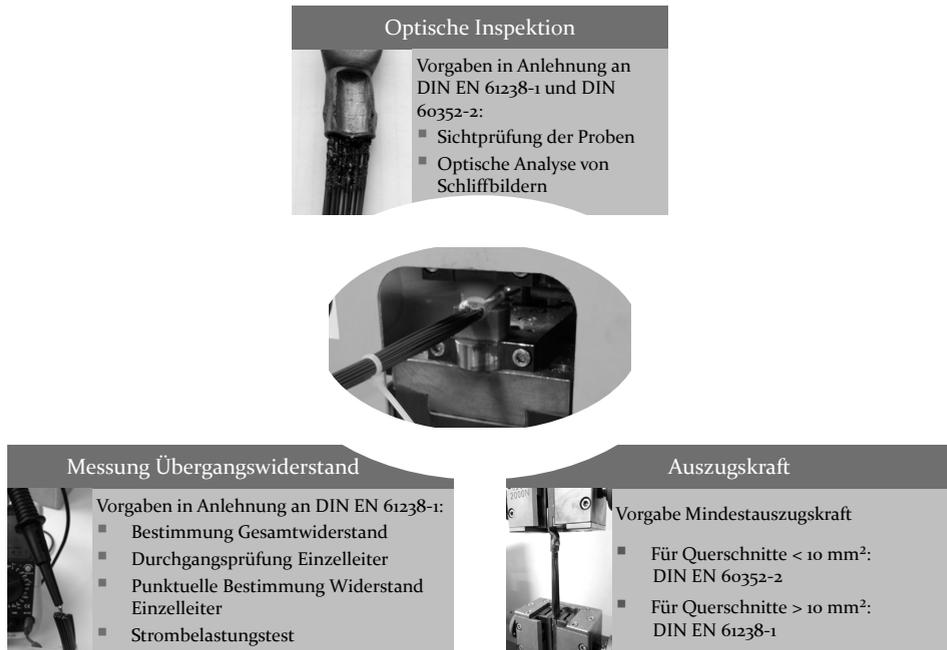


Bild 22: Qualifizierung von Kontaktstellen im Elektromaschinenbau [74]

Der wesentliche Indikator zur Quantifizierung der mechanischen Festigkeit von mehrdrätigen Crimpverbindungen stellt die Auszugskraft dar. Um diesen Wert zu ermitteln, sind einseitig gecrimpte Probekörper derart in eine Zugprüfmaschine einzuspannen, dass die zu prüfende Verbindung axialen Zugkräften ausgesetzt ist (vgl. Bild 22 rechts unten). Werden die genormten Mindestwerte überschritten, so ist von einer mechanisch stabilen Verbindung auszugehen. Grundsätzlich sind zur Bestimmung der Mindestauszugskraft zwei voneinander abweichende Normen heranzuziehen. So beschreibt die Norm DIN EN 60352-2 allgemeine Prüfanforderungen für Crimpverbindungen.

Tabelle 3: Vergleich genormter Grenzwerte für Mindestauszugskräfte [76; 77]

Verbindungsquerschnitt [mm ²]	Grenzwert gemäß DIN EN 60352-2 [N]	Grenzwert gemäß DIN EN 61238 [N]
2,1	200	126
6,0	360	360
10,0	380	600

Die hierbei festgelegten Mindestkräfte weichen allerdings zum Teil deutlich gegenüber den in der Norm DIN EN 61238-1 determinierten Grenzwerten, die Prüfvorschriften für Pressverbinder für Starkstromkabel beschreiben, ab. Beispielhaft wird dies in Tabelle 3 illustriert. Aufgrund der starken Unterschiede hinsichtlich der geforderten Mindestkräfte ist der Geltungsbereich beider Normen zu diskutieren. Hierbei existieren für jede der beiden Richtlinien Argumente, die eine Anwendbarkeit bei dem vorliegenden Prozess begründen. So bezieht sich die DIN EN 60352-2 explizit auf Crimpverbindungen, wohingegen sich die DIN EN 61238-1 allgemein mit Pressverbindern beschäftigt. Andererseits enthält erstere Norm lediglich Grenzwerte für Verbindungsquerschnitte bis einschließlich 10 mm^2 . Weiterhin fokussiert sich der Anwendungsbereich dieser Norm auf Crimpverbindungen für Fernmeldeanlagen und elektronische Geräte. Die DIN EN 61238 legt hingegen Prüfvorschriften explizit für Starkstromverbindungen fest. In der Praxis wird der Anwendungsbereich beider Normen anhand eines Verbindungsquerschnitts festgelegt. Weisen Verbindungen eine Querschnittsfläche von mehr als 10 mm^2 auf, so findet die DIN EN 61238-1 Anwendung. Kleinere Verbindungen werden hingegen anhand der DIN EN 60352-2 bewertet. [74]

Neben der mechanischen Festigkeit ist bei der Qualifizierung von Kontaktstellen ebenso die elektrische Funktionalität zu gewährleisten. Hierzu existieren unterschiedliche Prüfstrategien. Sind Verbindungen schnell zu bewerten, findet die Durchgangsprüfung Anwendung. Bei diesem Testverfahren wird getestet, ob jeder einzelne Draht zum Anschlagteil niederohmig kontaktiert ist. Hierbei werden bereits Übergangswiderstände von bis zu 5 Ohm als kontaktiert bewertet [78], obwohl die Übergangswiderstände einzelner Drähte optimaler Weise im Bereich weniger μOhm angesiedelt sind. Insofern erlaubt die Durchgangsprüfung keine konkrete Aussage über die elektrische Qualität der Verbindung.

Um genauere Informationen erzielen zu können, sind die Übergangswiderstände jedes einzelnen Drahtes tatsächlich zu messen. Hierzu werden Kupferlackdrähte vorgegebener Länge einseitig vercrimpt und die verbliebenen losen Drahtenden abisoliert. Die Widerstandsmessfühler können damit elektrisch leitend an jeweils ein loses Drahtende und an den Kabelschuh ankontaktiert werden. Aufgrund der geringen Widerstände ist das Prinzip der Vierleitermesstechnik anzuwenden. Durch die Auftrennung von Strom- und Spannungsmessfühlern wird eine niederohmige Strommessung bei gleichzeitiger hochohmiger Spannungsmessung ermöglicht. Hierdurch

erlaubt dieses Verfahren die Detektion von äußerst geringen Übergangswiderständen. Der konkrete Versuchsaufbau zur Bestimmung des Übergangswiderstands einzelner Leiter ist in Bild 23 illustriert. [79]

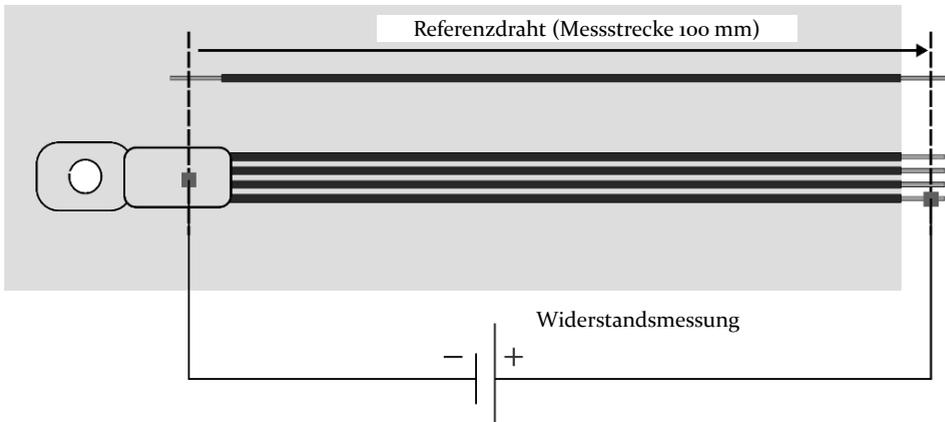


Bild 23: Bestimmung der Übergangswiderstände von Einzelleitern [79]

Zur Bewertung des Übergangswiderstands eines jeden Drahtes wird die Potentialdifferenz zwischen dem abisolierten Drahtende und einem definierten, konstanten Messpunkt am Kabelschuh gemessen. Durch Division der resultierenden Spannung mit dem durch den Leiter fließenden Gleichstrom errechnet sich der Gesamtwiderstand des Leiters gemäß Formel 2.1. Die dabei bestimmten Widerstandswerte der Einzeldrähte werden anschließend sowohl miteinander als auch mit einem beidseitig abisolierten Referenzdraht gleicher Länge verglichen.

$$R = \frac{U}{I} \quad [\Omega] \quad 2.1)$$

Die Analyse der Verteilung dieser Widerstandswerte über die einzelnen Drähte hinweg erlaubt eine detaillierte Beurteilung der elektrischen Verbindungsqualität. Allerdings erweist sich diese Messstrategie insbesondere bei größeren Drahtbündeln als extrem zeitaufwendig. Außerdem sind zur Durchführung genauer Widerstandsmessungen grundsätzlich gleichbleibende Aufspannbedingungen der Messfühler zu gewährleisten. Dieser Forderung kommt die dargestellte Messmethodik kaum nach, da erhebliche Expertise seitens des Bedieners notwendig ist, um eine reproduzierbare Umsetzung des Klemmkontaktes zur Befestigung der Messfühler zu gewährleisten. [74]

Zusätzlich zum Messaufwand geht die dargestellte Methode zur Bestimmung der Übergangswiderstände mit dem Nachteil einer punktuellen

Messung einher. Entsprechend beschränken sich die Untersuchungen pro Probe auf eine lediglich einmalige Messung bei Raumtemperatur. Diese Messstrategien bilden den Betriebszustand allerdings nur unzureichend ab, da die Einsatztemperatur der Verbindungsstellen deutlich von diesen Bedingungen abweicht. Aus diesem Grund werden Strombelastungstests eingesetzt, die das Verhalten der Verbindungsstellen im Anwendungsfall prognostizieren. Hierzu werden die zu qualifizierenden Kontakte mit Strömen festgelegter Stärke beaufschlagt. Infolge der resultierenden Verlustleistung erwärmt sich die Kontaktzone. Die resultierende Maximaltemperatur wird neben der Stromdichte vom Widerstand des bestromten Leiters beeinflusst. Sie ist damit ein Maß für die Qualität der Verbindungsstelle. Entsprechend orientiert sich die Qualifizierung der Proben an der sich einstellenden Maximaltemperatur. Werden bei vorgegebener Stromdichte definierte Grenzwerte überschritten, so gilt die Verbindungsstelle als mangelhaft. [74]

2.4.2 Prüfung von Crimpkontakten im Bereich der Automobilindustrie

Obwohl mit dem etablierten Qualifizierungsprozess sowohl mechanische als auch elektrische Verbindungseigenschaften beurteilt werden, haben alle bisher beschriebenen Testverfahren statischen Charakter. Folglich bewerten sie die Verbindung lediglich anhand Ihres Zustands direkt nach der Herstellung. Aussagen hingegen, wie sich die Kontaktstelle während des Produktlebenszyklus verhält, können lediglich beschränkt abgeleitet werden. Aufgrund der verschärften Umgebungsbedingungen, denen elektrische Traktionsmotoren ausgesetzt werden sowie der hohen Fehlerkosten ist eine derartige Methodik zur Prozessauslegung im Kontext der Automobilfertigung allerdings als kritisch zu bewerten. Vielmehr ist das Ziel zu verfolgen, bereits im Qualifizierungsprozess das Verbindungsverhalten unter realitätsnahen Belastungsfällen abzubilden, um möglichst robuste Verbindungstechnologien und zugehörige Prozessparameter ableiten zu können. Grundvoraussetzung hierfür ist ein detailliertes Verständnis der potentiellen Stressfaktoren, die zur Schädigung der Kontaktstelle beitragen. Bild 24 illustriert diesen Wirkzusammenhang für Crimpverbindungen im Umfeld der Automobilindustrie.

Ausgangspunkt für das Verständnis der stressaktivierten Alterungsmechanismen von Crimpverbindungen ist die physikalische Beschreibung des Übergangswiderstands.

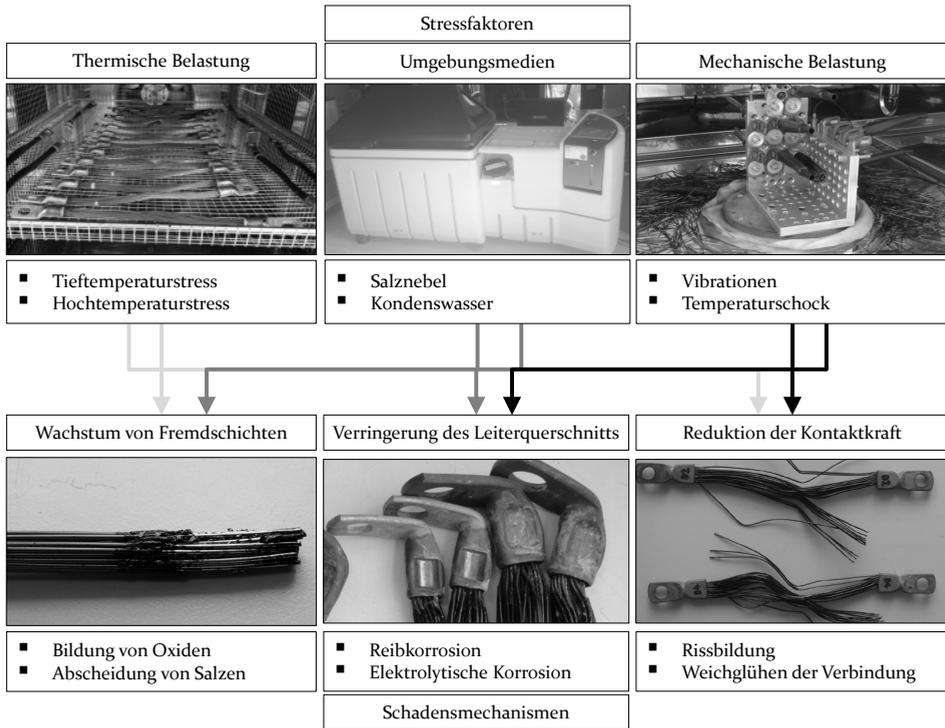


Bild 24: Stressfaktoren für Crimpverbindungen im Automotivesektor [80; 81; 82; 83; 84]

Dieser setzt sich gemäß Formel 2.2 aus den Komponenten des Engewiderstands R_E und Fremdschichtwiderstands R_F zusammen [85].

$$R_{\text{Übergang}} = R_E + R_F \quad [\Omega] \quad 2.2)$$

Die Größe des Engewiderstands beschreibt Querschnittsverengungen in der Fügezone, die durch Wellen und Mikrosplitzen in den Kontaktflächen bedingt werden.

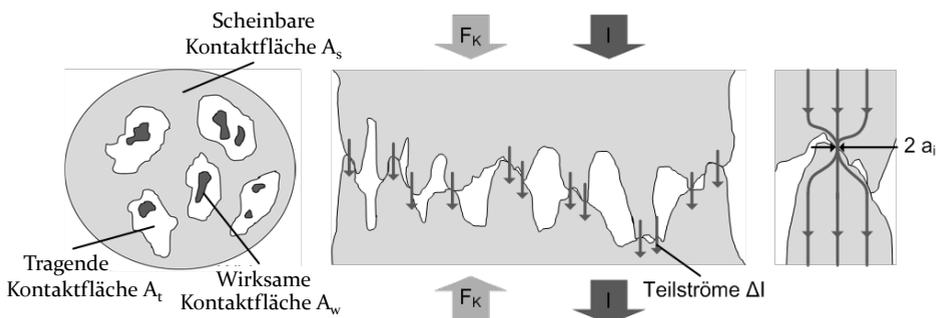


Bild 25: Illustration tatsächlich stromführender Kontaktflächen [74] [S2]

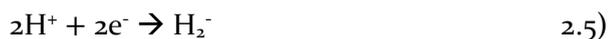
Durch diese Abweichungen von idealen Verbindungspartnern reduzieren sich die Übergänge für potentielle Strompfade vom Bereich der scheinbaren Kontaktfläche A_S auf die tatsächlich wirksame Kontaktfläche A_W . Diese setzt sich, wie Bild 25 zeigt, aus einer Vielzahl an mikroskopisch kleinen, stromführenden Verbindungsstellen, den α -Punkten, zusammen. Bestimmt man die Anzahl und Größe der α -Punkte, kann der Engewiderstand abgeleitet werden. Idealisiert errechnet er sich in Abhängigkeit der spezifischen elektrischen Widerstandswerte ρ_1 und ρ_2 der Kontaktpartner sowie der Radien a_i der jeweiligen α -Punkte wie folgt [74]:

$$R_E = \frac{\rho_1 + \rho_2}{4 \cdot \sum_{i=1}^n a_i} \quad [\Omega] \quad 2.3)$$

Anhand dieses Zusammenhangs wird ersichtlich, dass eine degradationsbedingte Verringerung der Mikrokontaktstellen den Engewiderstand negativ beeinflusst. Von Bedeutung sind hierbei insbesondere die Mechanismen der Reibkorrosion und elektrolytischen Korrosion. Reibkorrosion tritt dann auf, wenn aus mechanischen Belastungen Relativbewegungen zwischen den Kontaktpartnern resultieren. In der Folge werden Mikropartikel von den α -Punkten abgeschert und aus der Verbindungsstelle transportiert. Hierdurch wird einerseits die wirksame Kontaktfläche abgetragen, so dass sich der Engewiderstand vergrößert. Andererseits werden Poren in der Verbindungsstelle generiert, in die Partikel der Umgebungsumosphäre eindringen. Der Mechanismus der Reibkorrosion stellt damit den Ausgangspunkt für weitere Degradationsformen, wie beispielsweise der elektrolytischen Korrosion dar. Diese tritt auf, wenn leitfähige, wässrige Lösungen in die Verbindungsstelle eindringen. Sobald diese sogenannten Elektrolyte in Kontakt mit den dort befindlichen metallischen Leitern treten, werden Redoxreaktionen induziert, die Elektronen aus den Metallen lösen. Abhängig von der Elektrolytzusammensetzung wird hierbei die Sauerstoff- und die Säurekorrosion unterschieden. Bei der Sauerstoffkorrosion werden die freiwerdenden Elektronen genutzt, um in Wasser gelösten Sauerstoff in Hydroxidionen umzuwandeln. Die zugehörige Reaktionsgleichung lautet:



Handelt es sich beim Elektrolyt hingegen um Säuren, verbinden sich die Elektronen mit den frei vorliegenden Wasserstoffionen. Hierbei entstehen gemäß Gleichung 2.5 ungeladene Wasserstoffmoleküle.



In Folge dieser Elektronenmigrationsprozesse entstehen an der Grenzfläche zwischen Elektrolyt und Fügepartner Metallionen, die aus den Gitterstrukturen der Kontaktpartner ausbrechen und im Elektrolyt gelöst werden. Hierdurch verringern sich die Leiterquerschnitte, so dass der Engewiderstand weiter ansteigt. Da die elektrolytische Korrosion auf chemischen Reaktionsprozessen beruht, wird sie maßgeblich durch die Umgebungstemperatur bestimmt. Sie tritt daher unter thermischen Belastungen erheblich beschleunigt auf. [86]

Neben der Oberflächengüte und der scheinbaren Kontaktfläche A_S wird der Engewiderstand erheblich durch die Kontaktkraft der Verbindung beeinflusst. Die während des Kontaktierprozesses aufgebrachten Druckbeanspruchungen bedingen elastische und plastische Verformungen der Oberflächen in der Verbindungszone. Infolge dieser Verformungen werden Mikrorauigkeiten eingeebnet, die wirksame Kontaktfläche vergrößert und damit der Engewiderstand minimiert [87; 88]. Aufgrund dieses Wirkzusammenhangs ist eine Verringerung der Kontaktkraft im betrieblichen Einsatz unbedingt zu vermeiden. Als besonders kritisch sind hierbei mechanische Belastungen zu sehen. Die durch Vibrationstests und Temperaturschocks induzierten Relativbewegungen der Fügepartner rufen plastische Verformungen hervor, die Fügepalte aufweiten und damit die Kontaktkraft minimieren. Gleichzeitig werden insbesondere durch sich schlagartig ändernde Materialtemperaturen Risse in der Fügezone sukzessive vergrößert. Zusätzlich beeinflussen thermische Belastungen bei Einsatztemperaturen oberhalb von 150 °C die Kontaktkraft von Kupferelementen. Bei diesen Temperaturen werden die Fügepartner weichgeglüht, wodurch werkstückinhärente Spannungen abgebaut werden. [80]

Neben dem Engewiderstand bestimmt die Art und die Dicke der auf der Oberfläche der Kontaktpartner befindlichen Fremdschichten die Leitfähigkeit der Verbindung. Diese als Fremdschichtwiderstand bezeichnete Größe ist anhand des spezifischen Widerstands der Fremdschicht ρ_F der Filmdicke d_F und der Radien der α -Punkte zu berechnen:

$$R_F = \frac{\rho_F \cdot d_F}{\pi \cdot \sum_{i=1}^n a_i^2} \quad [\Omega] \quad 2.6)$$

Da sich Fremdschichten negativ auf die Verbindungsqualität auswirken, muss derartigen Prozessen vorgebeugt werden, welche die Bildung und das Wachstum von nicht oder begrenzt leitenden Materialien fördern. Hierzu ist das Spektrum an potentiell möglichen Fremdschichten zu betrachten. Im Fall des Kontaktwerkstoffs Kupfer sind Kupferoxide und Kupferhydroxide von Bedeutung. Kupferoxide werden in sauerstoffhaltiger Atmosphäre

an den Leiteroberflächen abgeschieden. Da der hierzu ablaufende Oxidationsprozess erheblich thermisch beschleunigt wird, werden Hochtemperaturstresstests eingesetzt, um die Auswirkungen dieses Degradationsmechanismus beurteilen zu können. Grün gefärbte Kupferhydroxide setzen sich hingegen ab, wenn sich die aufgrund der elektrolytischen Korrosion gebildeten Hydroxidionen mit den ebenfalls gelösten Kupferionen verbinden. Entsprechend entstehen sie, wenn saure Flüssigkeiten zunächst in die Verbindung eindringen und anschließend von der Umgebungsatmosphäre aufgenommen werden. Voraussetzung für die Vermeidung von Fremdschichten in der Verbindungszone ist daher, dass weder liquide noch gasförmig vorliegende Fremdatome in die Verbindungszone emigrieren. In diesem Fall wird von einer gasdichten Verbindung gesprochen. Zum Nachweis der Beständigkeit gegenüber Fremdschichtablagerungen werden deshalb Kondenswasser- und Salzsprühnebeltests eingesetzt, welche die Dichtheit der Kontaktstellen unter verschärften Prüfbedingungen abbilden. [86]

Obleich die dargestellten Schadensmechanismen auf unterschiedlichen chemischen und physikalischen Wirkprinzipien beruhen, treten sie im Betrieb nicht losgelöst voneinander auf, sondern beeinflussen sich stets gegenseitig. Aus diesem Grund werden im Zuge der Qualifizierung von Verbindungselementen aus dem Umfeld der Automobilindustrie mehrere Prüfverfahren zu mehrstufigen Testsequenzen kombiniert.



Bild 26: Teilprüfsequenz für Steckverbinder der Automobilbranche [89]

Um die bestmögliche Aussage hinsichtlich der Beständigkeit von Kontaktstellen generieren zu können, sind zudem unterschiedliche Anwendungsszenarien abzubilden. Hierzu werden weitreichende Erfahrungen über tatsächlich auftretende Schadensfälle genutzt, um verschiedene Prüfgruppen zu definieren. Diese durchlaufen unterschiedliche Prüfsequenzen, die die definierten Anwendungsfälle bestmöglich abdecken sollen. Bild 26 illustriert dieses Vorgehen. Es zeigt einen Teilausschnitt des Qualifizierungsprozesses für Steckverbinder. Lediglich wenn alle Verbindungen aller Prüfgruppen die festgelegten Qualitätsanforderungen über alle Testverfahren hinweg erfüllen, besteht die betrachtete Verbindung den Qualifizierungsprozess. Bilden weiterhin die Prüf Szenarien den tatsächlichen Anwendungsfall ausreichend genau ab, ist von einer langzeitstabilen Verbindung auszugehen. Insgesamt gesehen, zeigt dieses Unterkapitel auf, dass in anderen Domänen außerhalb des Elektromaschinenbaus bereits Normen und Konzepte existieren, anhand derer die Qualität einer Verbindung umfassendere Bewertung erfährt. Abweichend hiervon wird derartigen Prüf-abläufen und -Sequenzen zur Bestimmung der Verbindungslangzeitstabilität im Bereich der Fertigung elektrischer Antriebe allerdings bisher kaum Bedeutung geschenkt.

2.5 Ableitung des Forschungsbedarfs

Beide in Kapitel 2.4 beschriebenen Qualifizierungsprozesse dienen damit der Optimierung, Bewertung und Auswahl von geeigneten Kontaktierungstechnologien. Um dieser Forderung nachzukommen, werden unterschiedliche Prüfverfahren und -Sequenzen genutzt, wobei stets die Bewertungsdimensionen der mechanischen und elektrischen Verbindungsqualität und Zuverlässigkeit im Fokus stehen. Die Wettbewerbsfähigkeit produzierender Unternehmen wird allerdings nicht allein durch die Qualität der angebotenen Produkte bestimmt. Tatsächlich sind zur optimalen Prozessauslegung, wie in Bild 27 verdeutlicht, eine Vielzahl an Zielgrößen in Betracht zu ziehen.

Hierbei tragen im Besonderen die Produktivität des vorliegenden Verfahrensablaufs sowie die resultierenden Kosten wesentlich zur Wettbewerbsfähigkeit eines Prozesses bei. Obgleich die Fähigkeit zur Herstellung von Produkten optimaler Verbindungsqualität die Grundvoraussetzung bei der Prozessgestaltung ist, existieren daher enorme Potentiale, die bei einer Berücksichtigung weiterer Zielgrößen ausgeschöpft werden können. So zeigen beispielhaft die Untersuchungen aus [90] [P6], dass durch leicht umsetzbare Veränderungen am Prozessparametersatz erhebliche Energie-

und damit Kosteneinsparungen von bis zu 43 % ohne negative Beeinträchtigung der Produktqualität realisiert werden können.



Bild 27: Zielgrößen der ganzheitlichen Prozessauslegung

Als Ursache für diese Optimierungspotentiale ist die hohe Komplexität zu sehen, die mit der Multidimensionalität des ganzheitlichen Ansatzes zur Prozessauslegung einhergeht. Hier fehlt es bisher an einer Methodik, die alle relevanten Zielkriterien eines Kontaktierungsverfahrens berücksichtigt und damit das Werkzeug zur Bestimmung eines ganzheitlich bestmöglichen Prozessergebnisses zur Verfügung stellt. Erst die Entwicklung eines derartigen Optimierungsansatzes bietet das Potential zu einem objektiven Vergleich unterschiedlicher Kontaktierungsverfahren. Hierdurch wird die Grundlage zur Identifikation der für eine spezifische Verbindung stets bestmöglichen Technologie geschaffen.

Diese Forschungslücke soll in der vorliegenden Forschungsarbeit im Bereich der Verbindungstechnik von Kupferlackdrähten und Rohrkabelschuhen geschlossen werden. Zur Erfüllung dieser Aufgabe wird ein mehrstufiger, diversifizierter Lösungsansatz verfolgt (siehe Bild 28).

Zunächst wird die Frage näher beleuchtet, welche Methodik den Bedarf nach einer ganzheitlichen Prozessbewertung erfüllt. Hierzu werden für das Verfahren des Heißscrimpens drei Analyseansätze systematisch erarbeitet, validiert sowie bewertet. So dient das nachfolgende Kapitel 3 der Entwicklung eines hybridanalytischen Regressionsansatzes. In diesem Abschnitt

werden die benötigten Versuchspläne zur Generierung einer aussagekräftigen Datenbasis beschrieben. Darauf aufbauend erfolgt eine detaillierte Darstellung der Vorgehensweise der Modellbildung, wobei unterschiedliche mathematische Gleichungen für variierende Prozess- und Produktzielgrößen erarbeitet werden. Ebenso werden physikalische Zusammenhänge genutzt um die definierten Relationen auf weitere Prozessparameter auszuweiten.

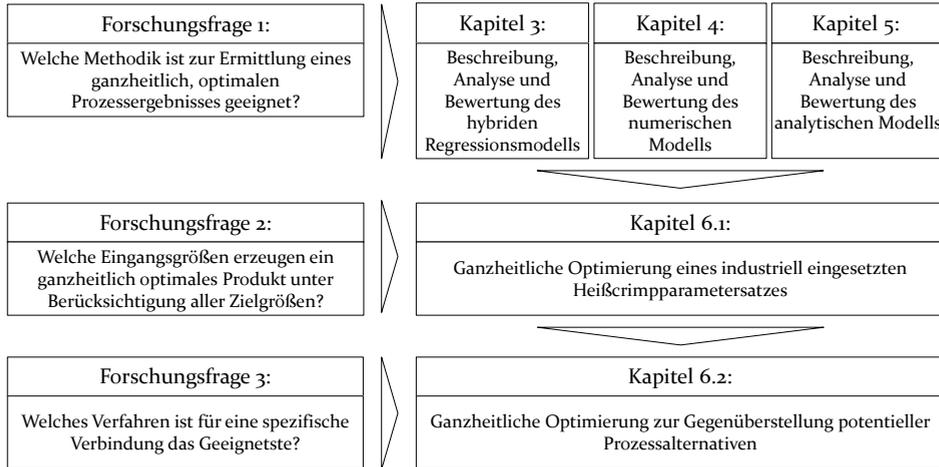


Bild 28: Lösungsansatz der Forschungsarbeit

Im folgenden vierten Kapitel wird als zweite Methodik zur Beschreibung des Heißscrimpprozesses die Finite-Elemente-Analyse (FEA) vorgestellt. In Analogie zum dritten Abschnitt werden hierzu zunächst die Grundlagen der mechanischen sowie thermisch-elektrischen Simulation gelegt, so dass dem Leser das Werkzeug zum Verständnis des darauf aufbauenden Simulationsmodells an die Hand gegeben wird. Auch dieses Kapitel endet mit einer exemplarischen Veranschaulichung der potentiell mit diesem Ansatz zu erarbeitenden Ergebnisse.

Die dritte Methodik wird in Kapitel 5 beleuchtet. Hierbei handelt es sich um ein physikalisches Beschreibungsmodell, das auf den thermodynamischen Grundlagen des Heißscrimpprozesses aufbaut. Im zugehörigen Abschnitt werden die Wärmeentstehungs- und -Transportphänomene allgemeingültig beschrieben und auf diese Weise die Voraussetzungen zur Formulierung einer Wärmebilanz geschaffen. Die im Zuge dessen aufgezogenen Differentialgleichungen werden anhand von realen Messdaten und entsprechenden Erläuterungen sukzessive vereinfacht, sodass ein analytisch lösbares Gleichungssystem resultiert. Dieses Gleichungssystem wird

anschließend exemplarisch aufgelöst wodurch die Möglichkeit zur Prognose des Entlackungsverhaltens definierter Proben resultiert.

Wie Bild 28 ebenfalls illustriert, schließt sich an jeden Modellierungsansatz die Validierung und Bewertung der beschriebenen Methodik an. So werden die mit den jeweiligen Ansätzen bestimmten Zielgrößenausprägungen umfassend mit realen Ergebnissen verglichen sowie die dabei auftretenden Abweichungen evaluiert. Weiterhin werden diese Modellierungsfehler vor dem Hintergrund potentieller Störgrößen und Unsicherheitsfaktoren mittels Sensitivitätsanalysen bewertet. Den Abschluss der jeweiligen Kapitel bildet ein Fazit, das die Vor- und Nachteile der einzelnen Prozessanalyseansätze auflistet sowie deren Eignung zur Beantwortung der ersten Forschungsfrage beurteilt.

Die dabei entwickelten Ergebnisse werden genutzt, um die zweite Forschungsfrage zu beantworten. Sie beschäftigt sich damit, welche Prozess-eingangsgroßen zu wählen sind, um für eine gegebene Verbindung, ein ganzheitlich optimales Produkt unter Berücksichtigung aller aufgezeigten Zielgrößen zu produzieren. Diese Frage wird anhand einer exemplarischen Heißsrimpverbindung in Kapitel 6.1 nachgegangen. Es zeigt die weitreichenden Potentiale auf, die bei Ausnutzung des vorgestellten ganzheitlichen Prozessoptimierungsansatzes auszuschöpfen sind.

Das abschließende Kapitel 6.2 dient der Fokussierung der dritten Forschungsfrage, weshalb untersucht wird, welche der in Kapitel 2.3.4 identifizierten Prozessalternativen unter spezifischen Rahmenbedingungen als die vorteilhafteste Variante zu sehen ist. Hierzu werden die aufgezeigten Methoden der ganzheitlichen Prozessbewertung genutzt, um die ausgewählten Technologien einem umfassenden technologischen Vergleich zu unterziehen. Das Kapitel wird beendet, indem das zur Herstellung der vorliegenden Verbindung am besten geeignete Verfahren aufgezeigt wird.

3 Beschreibung des Heißcrimpprozesses mittels der Methoden der statistischen Versuchsplanung

Um den aufgezeigten Forschungsbedarf begegnen zu können, ist ein akkurates Prozessmodell zu entwickeln, anhand dessen das Verfahren des Heißcrimpens, einschließlich der ihm obliegenden Einfluss- und Störgrößen, ganzheitlich beschrieben wird. Allgemein existieren zu diesem Zweck drei Ansätze. Hierbei handelt es sich um die Aufstellung eines analytischen Wirkzusammenhangs, um die computergestützte Modellierung des Produktionsverfahrens mittels der Methode der finiten Elemente sowie um die experimentelle Bestimmung eines Prozessmodells basierend auf den Methoden der statistischen Versuchsplanung.

Das vorliegende Kapitel dient der Entwicklung eines statistischen Prozessmodells, das auf der Ermittlung von signifikanten Relationen zwischen den Prozesseingangsgrößen und den vorgestellten Zielgrößen beruht. Ausgangspunkt hierzu ist das Design und die Umsetzung eines Versuchsplans, anhand dessen die Bedeutung der potentiellen Eingangs- und Störgrößen statistisch belegt wird. Die hierbei gewonnenen Informationen über Haupt- und Wechselwirkungen werden genutzt, um Regressionsmodelle aufzubauen, die die realen Wirkzusammenhänge bestmöglich widerspiegeln. Durch diese mathematische Abbildung der realen Beziehungen zwischen den Eingangs- und den Zielgrößen wird die Möglichkeit zur Nutzung analytischer Optimierungsalgorithmen geschaffen. Die Validierung und Verwendung der in diesem Kapitel entwickelten Gleichungen folgt in Kapitel 3.4.

3.1 Versuchsdesign zur statistischen Beschreibung des Heißcrimpprozess

Um den Ansatz der statistischen Versuchsplanung zu verwirklichen, werden zunächst alle Eingangsgrößen identifiziert, die mindestens eine der Zielgrößen potentiell beeinflussen. Anschließend folgt die Definition geeigneter Versuchspläne, anhand derer die Effekte der Haupteingangsgrößen und der daraus abgeleiteten Wechselwirkungen auf statistische Signifikanz überprüft werden.

3.1.1 Die Haupteinflussgrößen des Heißcrimprozesses

Der erste Schritt zur Entwicklung des statistischen Prozessmodells ist die Identifikation und Strukturierung aller Faktoren, die potentiell Änderungen der Zielgrößen hervorrufen. Bild 29 illustriert eine entsprechende Auflistung für den Heißcrimprozess. Die Strukturierung der Eingangsgrößen erfolgt anhand der von Ishikawa vorgegebenen Struktur.

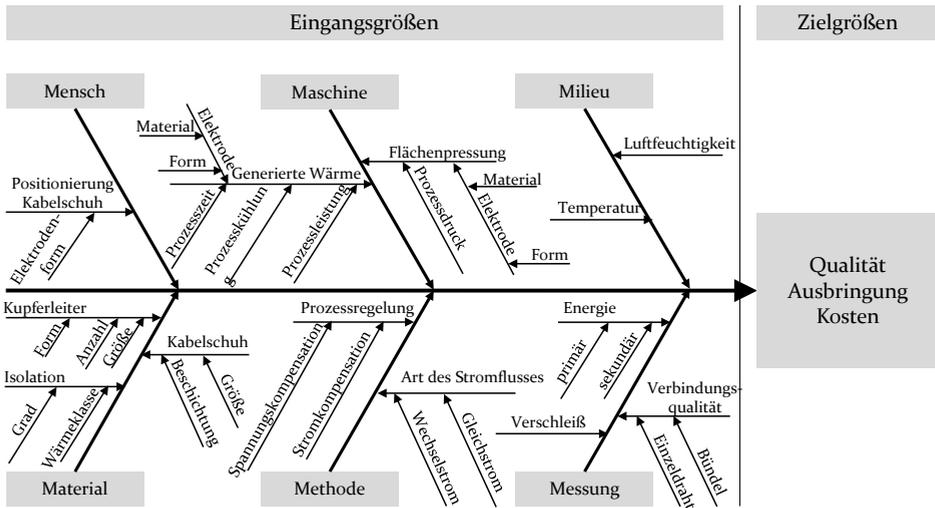


Bild 29: Haupteinflussgrößen des Heißcrimprozesses

Ein erster wesentlicher Einfluss des Heißcrimprozesses ist das verwendete Erwärmungs- und Steuerungskonzept. Grundsätzlich ist eine widerstandsbasierte Erwärmung der Crimpelektroden sowohl mit Gleichstrom als auch mit Wechselstrom möglich. Allerdings haben sich aufgrund des einfacheren Maschinenkonzepts und der damit verbundenen Kostenersparnis mit Wechselstrom beaufschlagte Heißcrimpanlagen etabliert. Auch beim Steuerungskonzept sind zwei verschiedene Vorgehensweisen zu unterscheiden. Ausgangspunkt hierbei ist die prozessinhärente Eigenschaft, dass der Elektrodenwiderstand aufgrund der großen zu erwärmenden, respektive abzukühlenden Massen und dem dabei auftretenden Verschleiß ständigen Veränderungen unterworfen ist. Damit diese Veränderungen ausgeglichen werden, so dass ein gleichbleibender, stabiler Prozess resultiert, ist die in den Elektroden umgesetzte Leistung möglichst zu verstetigen. Die Methodik der Stromkompensation, bei der die Stärke des durch den Elektrodenstromkreis geleiteten Stroms konstant gehalten wird, kommt dieser Forderung nicht nach. Sobald die Elektrodenwiderstände aufgrund einer veränderten Ausgangstemperatur oder in Folge einer

verschleißbedingten Änderung des Stromflusses Schwankungen unterworfen sind, resultiert eine Verschiebung des Prozessfensters. Diese ist manuell durch eine Adaption der eingestellten Parameter auszugleichen.

Die Methodik der Spannungskompensation mindert hingegen den Effekt der widerstandsbedingten Prozessschwankungen ab. Hier wird zu Beginn jedes Crimpvorgangs der elektrische Widerstand der Verbindungszone gemessen. Die angelegte Stromstärke wird anschließend derart festgelegt, dass die an den Elektroden abfallende Spannung als konstant anzusehen ist. Obgleich die eigentliche Forderung nach einer gleichbleibenden Verlustleistung auch mit dieser Steuerungsmethodik nicht vollständig erfüllt ist, geht der Modus der Spannungskompensation mit einer deutlich verbesserten Prozessstabilität einher. Aus diesem Grund weist dieses Steuerungskonzept auch eine deutlich höhere Marktdurchdringung auf.

Neben der übergeordneten Methodik wird das Prozessergebnis entscheidend durch die an der Maschine festgelegten Parameter bestimmt. So beeinflussen die Leistung des eingespeisten Stromes und die Prozesszeit die am Kabelschuh auftretende Wärmemenge erheblich. Diese ist von Bedeutung, da sie die Qualität der Entlackung, den Prozessenergieverbrauch, aber auch den Werkzeugverschleiß determiniert. Zusätzlich zu den Maschinenparametern wirkt sich auch der Elektrodentyp auf die Wärmeverteilung in der Prozesszone aus. Während die Werkzeugform den Strom- und Wärmeübergang zwischen den Elektroden und dem Kabelschuh definiert, beeinflussen die materialabhängigen Stoffgrößen des spezifischen elektrischen Widerstands und der spezifischen Wärmekapazität die Wärmedissipation (siehe Kapitel 5.1). Zuletzt wird die generierte Wärme teilweise durch Kühlprozesse abgeführt. Zu den kühlenden Systemkomponenten gehört das Abluftsystem, das die schädlichen Reaktionsprodukte aus der Prozesskammer entfernt. Zusätzlich weisen einige Anlagen ein druckluftbasiertes Kühlsystem auf, mit dem das Ziel verfolgt wird, einem Überhitzen der Elektroden entgegenzuwirken.

Abgesehen von der Prozesswärme, wirken sich die an der Heißcrimpanlage einstellbaren Parameter auch auf weitere Prozessgrößen aus. So bestimmen die Werkzeugform sowie der aufgebrachte Pressdruck die in der Verbindungszone herrschende Flächenpressung. Diese wiederum stellt einen entscheidenden Faktor für die Kontaktkraft der Verbindungen und für die Werkzeugstandzeit dar.

Als weitere Kategorie an Eingangsgrößen sind die Werkstückmaterialien zu nennen. Die spezifischen Eigenschaften der Kupferlackdrähte und des Kabelschuhs gehen vielfältig in das Prozessergebnis mit ein. So beeinflusst

der Isolationsgrad die Menge an Material, die verbrannt werden muss, um eine elektrisch leitfähige Verbindung zu erzeugen. Gleichzeitig determiniert der Isolationswerkstoff die notwendige Prozesstemperatur und die zugehörige Dauer, die benötigt wird, bis die Verbrennungsreaktion abgeschlossen ist. Eine weitergehende Beschreibung aller relevanten Materialeigenschaften von Kupferlackdrähten und Kabelschuhen einschließlich ihrer jeweiligen Auswirkungen auf den Kontaktierungsprozess ist in Kapitel 2.2 vorgenommen. Daher wird an vorliegender Stelle auf weitere materialbezogene Ausführungen verzichtet.

Die jeweilige Ausprägung der Zielgrößen wird außerdem stark von der Messmethodik und dem dabei zu Grunde liegenden Modell beeinflusst. Da keine allgemeingültige Norm zur Qualifizierung von Crimpverbindungen des Elektromaschinenbaus existiert (vgl. Kapitel 2.4.1), verbleiben bei der Definition der Messmethodik zur Bestimmung des Werkzeugverschleißes sowie der elektrischen und mechanischen Verbindungsqualität mehrere Freiheitsgrade. Damit die Vergleichbarkeit der ermittelten Zielgrößen gegeben ist, ist daher bei der Durchführung der entsprechenden Messungen auf eine gleichbleibende Vorgehensweise Wert zu legen. Das konkrete, für die jeweilige Zielgröße charakteristische Messprinzip wird in den entsprechenden Unterkapiteln 3.2 und 3.3 beschrieben.

Zusätzlich zu den bisher illustrierten Eingangsgrößen nimmt der Werker Einfluss auf die konkrete Umsetzung des Heißcrimpprozesses, da er die Einlege- und Positioniergenauigkeit des Kabelschuhs in den Elektroden determiniert. Heißcrimpanlagen weisen keinen festen Anschlag auf, anhand dessen ein Kabelschuh auszurichten ist. Folglich erhält der Werker zahlreiche Freiheitsgrade, um den zu montierenden Kabelschuh nicht vollständig bzw. radial verdreht aufzusetzen. Unzureichend genau eingelegte Kabelschuhe werden allerdings ungleichmäßig verformt, wodurch negative Auswirkungen auf den Strom- und Kraftfluss in der Verbindung resultieren. Außerdem werden durch ein unvollständiges Aufsetzen eines Kabelschuhs punktuelle Belastungen in den Elektroden verstärkt, wodurch negative Auswirkungen auf den Werkzeugverschleiß resultieren. Abschließend wirkt sich auch die Prozessumgebung auf die konkreten Ausprägungen der Zielgrößen auf. Bei den zentralen Kennwerten hierbei handelt es sich um die Temperatur und die Feuchtigkeit der vorliegenden Atmosphäre.

3.1.2 Versuchsdesign zur Ermittlung statistisch signifikanter Effekte

Nachdem die potentiellen Einflussfaktoren des Heißscrimpprozesses bekannt sind, ist ein Versuchsdesign zu entwickeln, anhand dessen quantifiziert wird, welche der genannten Eingangsgrößen welche Zielgrößen signifikant beeinflussen. In vorliegendem Fall wird ein zentral zusammengesetzter Versuchsplan eingesetzt. Er bietet gegenüber einem teil- oder vollfaktoriellen Versuchsdesign den Vorteil, dass auch nichtlineare Abhängigkeiten identifiziert werden. Bild 30 verdeutlicht dies anhand eines Versuchsplans, der den Einfluss von drei unterschiedlichen Eingangsgrößen ermittelt.

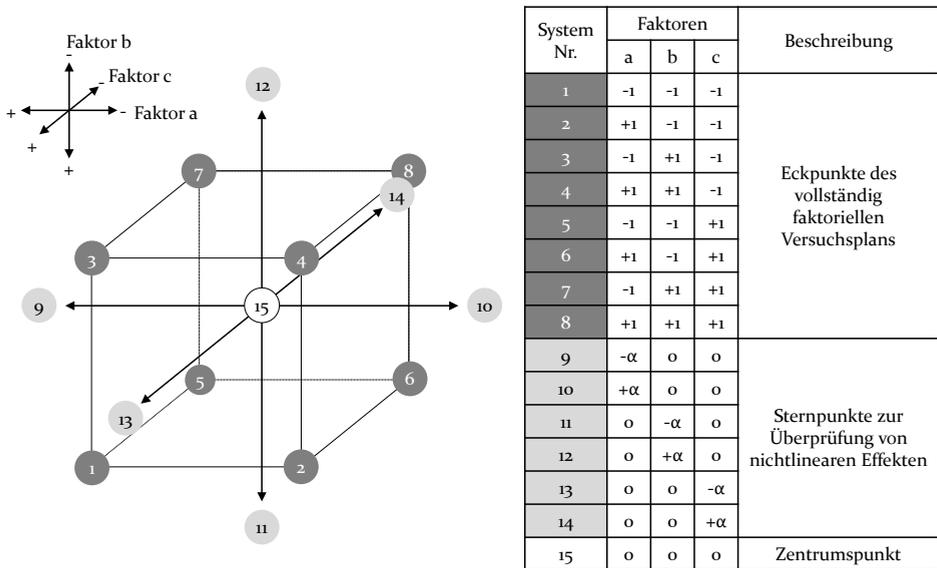


Bild 30: Zentral zusammengesetzter Versuchsplan mit drei Eingangsgrößen [91]

Das zentral zusammengesetzte Versuchsdesign erweitert einen vollfaktoriellen Versuchsplan um den Zentrumspunkt sowie um die sogenannten Sternpunkte. Dabei werden die Eckpunkte des vollfaktoriellen Würfels genutzt, um die statistische Signifikanz der einzelnen Faktoren zu bewerten. Das hierzu notwendige Maß wird als Effekt bezeichnet und beschreibt für jeden Faktor respektive jede Wechselwirkung die Beziehung zu genau einer Zielgröße. Die Bestimmung des Effekts erfolgt anhand der Anzahl an Würfelpunkten m_w sowie dem pro Faktorstufenkombination zu ermittelnden Produkt der Zielgrößenausprägung \bar{y}_i und dem zugehörigen Vorzeichen. Der mathematische Wirkzusammenhang lautet [91]:

$$\text{Effekt}_{\text{Faktor}} = \frac{2}{m_w} \cdot \sum_{i=1}^{m_w} (\text{Vorzeichen}_i \cdot \bar{y}_i) \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.1)$$

Die Interpretation der derart ermittelten Werte generiert zwei wichtige Erkenntnisse. So gibt das Vorzeichen des Faktors die Richtung der Wirkbeziehung an. Beispielhaft führt bei einer negativen Wirkbeziehung eine Verringerung des Faktors zu einer Steigerung der Zielgröße. Abweichend hiervon ist bei einer positiven Wirkbeziehung der Faktor zu steigern, damit derselbe Effekt erzielt wird. Neben der Beziehungsrichtung ist der Betrag des Faktors zu interpretieren. Durch den Vergleich der berechneten Werte ist abzuleiten, welche Faktoren die Zielgröße vorrangig beeinflussen. Da es sich allerdings um eine dimensionslose Kenngröße handelt, ist anhand der berechneten Werte nicht eindeutig ableitbar, ob es sich beim betrachteten Faktor um eine Einflussgröße oder lediglich um eine zufällige Störgröße handelt. Aus diesem Grund sind die berechneten Effekte anhand von statistischen Konfidenzintervallen zu normieren. Erst durch den Vergleich der Kenngrößen mit den hierbei bestimmten Intervallgrenzen werden Aussagen über die Signifikanz von Wirkbeziehungen ermöglicht. Um die Signifikanzniveaus zu quantifizieren, wird eine als Standardabweichung des Effekts bezeichnete Größe benötigt. Sie errechnet sich anhand der Gesamtversuchszahl N , der Würfelpunkanzahl m_w sowie den jeweiligen Standardabweichungen der Zielgrößenausprägungen der einzelnen Faktorstufen s_i :

$$s_{\bar{d}} = \sqrt{\frac{4}{N \cdot m_w} \cdot \sum_{i=1}^{m_w} s_i^2} \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.2)$$

Neben der Standardabweichung des Effekts, ist zur Bestimmung der Signifikanzniveaus die studentsche t-Verteilung heranzuziehen. Ein entsprechender Wert ist auf Basis des Freiheitsgrads des Versuchsplans und den Konfidenzintervallen abzuleiten. Der Versuchsplanfreiheitsgrad f ist definiert als Differenz der Gesamtversuchszahl N und der Würfelpunkanzahl m_w . Als Konfidenzniveaus gelten gemäß [91] eine Erkennungswahrscheinlichkeit von mindestens 95 % als indifferent, von mindestens 99 % als signifikant und von 99,9 % als hochsignifikant. Aus der Multiplikation dieser, aus der t-Verteilung ermittelten Konfidenzniveaus mit der zielgrößenabhängigen Standardabweichung des Effekts resultieren die Vertrauensbereiche:

$$\text{Vertrauensbereich} = \pm t(f, KI) * s_{\bar{a}} \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.3)$$

Nur wenn die jeweiligen Effekte die Vertrauensbereiche überschreiten, sind die zugehörigen Faktoren als statistisch relevant ausweisbar. In diesem Fall besteht eine tatsächliche Wirkbeziehung zwischen der Zielgröße und der betrachteten Eingangsgröße. Anhand der Würfelpunkte sind folglich die Richtung und die Signifikanz von Wirkbeziehungen ableitbar. Ob allerdings der jeweils berechnete Effekt linearer Natur ist, oder ob ein anderer mathematischer Zusammenhang besteht, ist anhand der Sternpunkte zu bestimmen. Um dies zu ermöglichen, sind die Einstellungen des Würfels und der Sternpunkte allerdings nicht beliebig zu wählen. Anstatt dessen sind die Parameter derart aufeinander abzustimmen, dass zwischen beiden Größen ein festes, orthogonales Verhältnis vorliegt. Dieses errechnet sich anhand Formel 3.4 [91]:

$$\alpha^2 = \frac{1}{2} \sqrt{m_z \cdot m_w} - m_w \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.4)$$

Zur Ermittlung der Sternpunkteinstellungen wird neben der Anzahl der Faktorstufenkombinationen m_w die Gesamtanzahl aller Einstellungen des Versuchsdesigns m_z benötigt. Diese ist anhand der Anzahl an untersuchten Faktoren k und der Anzahl der im Versuchsdesign wiederholten Zentrums- punkte n_o zu quantifizieren. Es gilt folgender Zusammenhang [91]:

$$m_z = m_w + 2k + n_o = 2^k + 2k + n_o \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.5)$$

Ein wesentlicher Nachteil dieses Versuchsdesigns ist daher, dass deutlich mehr Parametereinstellungen als bei vergleichbaren Versuchsplänen abgebildet werden müssen. Aus diesem Grund ist die Anzahl der zu überprüfenden Faktoren auf ein Minimum zu reduzieren, damit der durchzuführende Versuchsumfang zu beherrschen ist. Dies gilt es bei der Planung der konkret abzubildenden Versuchspläne unbedingt zu berücksichtigen.

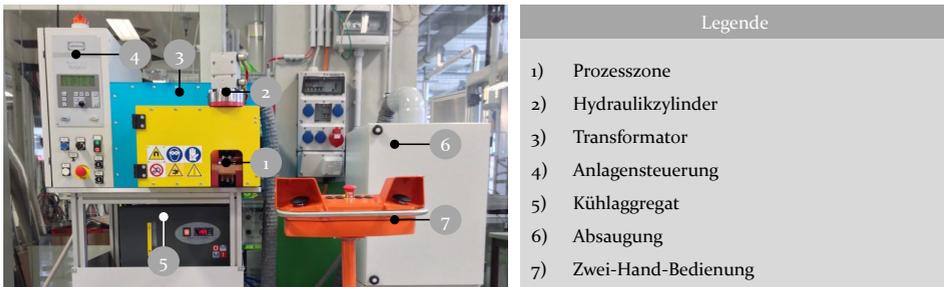


Bild 31: Hauptbestandteile der Versuchsanlage[S3]

Die konkrete Umsetzung des Versuchsdesigns erfolgt an der in Bild 31 illustrierten Anlage vom Typ GFA301000 der Firma Castech Srl. Hierbei handelt es sich um eine Wechselstromanlage, die mit dem Modus der Spannungskompensation arbeitet. Sie wird ausgewählt, da der spannungskompensierte Modus konstantere Schweißergebnisse ermöglicht, wodurch Störgrößen minimiert und statistisch signifikante Erkenntnisse valider generiert werden. Die Versuchsanlage besteht aus einem Hydraulikzylinder zur Erzeugung der zur Verformung notwendigen Presskraft, einem Transformator zur Bereitstellung der zur Erwärmung benötigten elektrischen Leistung und einem Flüssigkeitskühlaggregat, das einem Überhitzen der Elektroden in der Prozesszone vorbeugt. Sie weist weiterhin eine Zwei-Hand-Bedienung zum sicheren Auslösen des Prozessstarts, eine Absaugung zur Entfernung der gesundheitsschädlichen Dämpfe aus der Prozesszone, sowie die Steuereinheit auf. Letztere bietet die Möglichkeit, den bereitgestellten Strom über die Prozesszeit hinweg flexibel anzupassen. Die Notwendigkeit einer derartigen Leistungsmodulation ist in Bild 32 verdeutlicht.

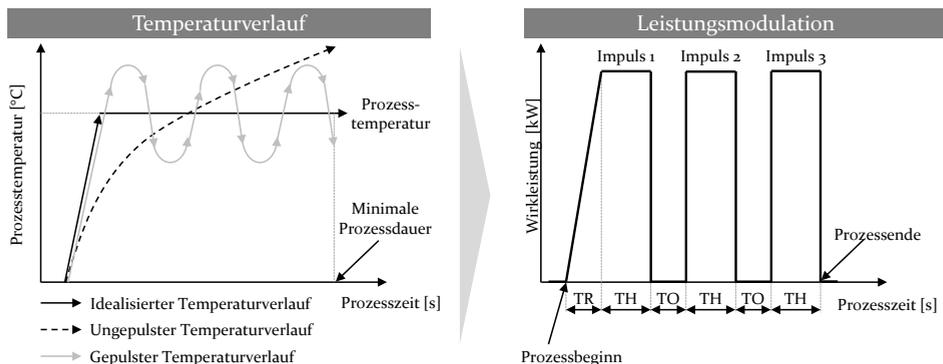


Bild 32: Leistungsmodulation der Versuchsanlage

Wie den weiterführenden Messungen in Kapitel 5.2.3 (Bild 80) zu entnehmen ist, wird eine bestmögliche Entlackung der Einzeldrähte dann erreicht, wenn eine bestimmte Prozesstemperatur über eine zugehörige, darauf abgestimmte Prozesszeit konstant gehalten wird. So erhöht ein Unterschreiten der idealen Verlaufskurve die Gefahr einer mangelhaften Entfernung der Isolationsschichten, wohingegen ein Überschreiten des Prozessfensters eine übermäßige Schädigung der Drähte, der Kabelschuhe, aber auch der Crimpwerkzeuge bedingt. Ein derartiger, idealer Prozessverlauf ist allerdings bei dauerhafter Einspeisung eines Stromes konstanter Amplitude nicht erreichbar. Anstatt dessen stellt sich in den kurzen Soll-

prozesszeiten von wenigen Sekunden, aufgrund der Trägheit der aufgezeigten Wärmeübertragungseffekte, lediglich ein degressiv ansteigender Temperatur-Zeit-Verlauf ein. Aus diesem Grund ist die eingebrachte Leistung über die Prozesszeit hinweg anzupassen. Die vorliegende Versuchsanlage setzt diese Leistungsadaption um, indem dem angelegten Strom ein zeitlich gepulster Verlauf hinterlegt wird. In der Folge resultieren Teilprozessphasen, in denen die Bestromung unterbrochen wird, so dass den Wärmeübertragungsmechanismen die Zeit gegeben wird, überschüssige Wärme aus der Prozesszone zu leiten. In der Folge entsteht ein wellenförmiger Temperaturverlauf, der um den Sollwert schwankt.

Damit der gepulste Temperaturverlauf ideal auf das abzuisolierende Material abgestimmt werden kann, sind in der Versuchsanlage mehrere Parameter festzulegen. Hierbei handelt es sich um die Länge eines Impulses (TH), die Anzahl der Stromimpulse (RI), die Zeit zwischen den Stromimpulsen (TO) und die Höhe der eingebrachten Leistung (PW). Zusätzlich ist eine Rampenzeit (TR) zu definieren. Hierbei handelt es sich um eine Zeitspanne, die unmittelbar vor dem ersten Puls endet. In dieser Phase wird die angelegte Leistung linear gesteigert bis der Maximalwert erreicht ist. Die Rampenzeit dient der Minimierung von Lichtbögen, die zu Beginn des Prozesses aufgrund des minimalen Kontakts zwischen dem Kabelschuh und den Elektroden auftreten. Es handelt sich also um einen sicherheitsrelevanten Parameter. Die fokussierten Prozesszielgrößen werden hingegen bei korrekter Prozessauslegung nicht durch die Rampenzeit beeinflusst.

Neben den Parametern der Leistungsmodulation, die die Wärmeentwicklung determinieren, ist der Verformungsgrad der Verbindung von eminenter Bedeutung. Er beeinflusst, analog zu herkömmlichen Crimpverfahren (siehe Bild 17), die Kontaktkraft aber auch den Übergangswiderstand der Drähte. Bei der vorliegenden Versuchsanlage wird die zur Verformung notwendige Arbeit mittels eines Hydraulikaktors in die Verbindung eingebracht. Der hierzu nötige Hydraulikdruck wird mit einer integrierten Pumpe erzeugt, deren Stromversorgung an die Gesamtanlage angegliedert ist. Die Steuerung des Verformungsgrads erfolgt hierbei indirekt über den Hydraulikdruck im Aktor (HP). Eine direkte Steuerung des Prozesswegs ist nicht möglich. Tabelle 4 listet alle potentiell relevanten Prozessgrößen auf, wobei der direkt an der Anlage einzustellende Wertebereich angegeben ist. Zusätzlich wird für jeden Parameter der zugehörige Umrechnungsfaktor angegeben, der benötigt wird um die jeweilige Einstellung in einer SI-Einheit zu bemessen. Demnach sind die zeitbezogenen Prozessgrößen der Rampenzeit TR , Schweißzeit TH und Pausenzeit TO in einer Granularität

von 0,02 s einzustellen. Der Hydraulikdruck wird in der Einheit bar parametrisiert. Die zugehörige, auf die Crimpverbindung wirkende Kraft, ist über die wirksame Fläche des Hydraulikaktors zu berechnen. Da der Durchmesser der Stellfläche des eingebauten Aktors 40 mm beträgt, ergibt sich ein Anstieg von 125,64 N pro bar.

Tabelle 4: Hauptprozessparameter der Versuchsanlage mit SI-Einheiten

Parameter	Wertebereich	Umrechnungsfaktor SI-Einheit	Parameter	Wertebereich	Umrechnungsfaktor SI-Einheit
TR	1 – 20	TR * 20 [ms]	RI	1 – 99	[dimensionslos]
TH	1 – 99	TH * 20 [ms]	PW	15 – 95	PW ² *7,75 [W]
TO	0 – 99	TO * 20 [ms]	HP	0 – 201	HP * 125,64 [N]

Zuletzt ist der Parameter *PW* auf eine SI-Einheit zurückzuführen. Gemäß Datenblatt handelt es sich hierbei um den prozentualen Anteil der Anschlussleistung in Watt [92]. Um dies zu überprüfen, wird der eingestellte Wert *PW* in Fünf-Prozent-Schritten gesteigert und simultan hierzu die maximale, anschlussseitige Wirkleistung protokolliert. Die Erfassung letztgenannter Größe erfolgt anhand des in [93] beziehungsweise in [94] [P7] vorgestellten Messsystems. Es weist eine Messgenauigkeit von 1,5 % auf. Zur Verstärkung der Ergebnisse wird das beschriebene Vorgehen fünfmal wiederholt. Der zugehörige Graph enthält die hierbei abgeleiteten Wirkleistungsmittelwerte einschließlich der zugehörigen Einstellungen des Parameters *PW*. Er ist in Bild 33 dargestellt.

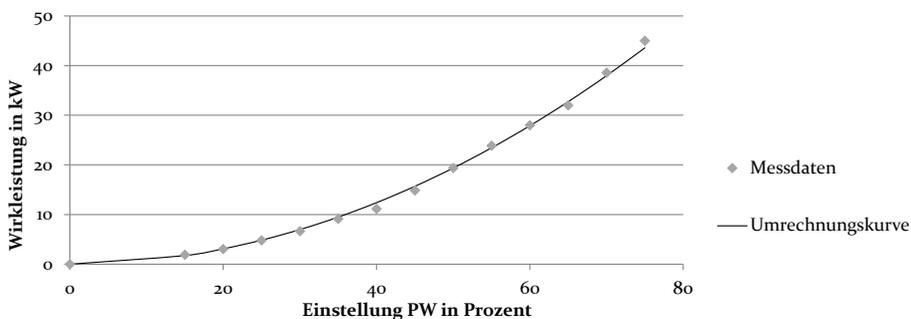


Bild 33: Korrelation zwischen dem Maschinenparameter *PW* und der benötigten Wirkleistung P_{Wirk}

Die erfassten Messwerte illustrieren eine quadratische Beziehung zwischen dem Anlagenparameter *PW* und der Wirkleistung P_{Wirk} . Folglich regelt der Parameter *PW* nicht direkt die Wirkleistung. Vielmehr liegt aufgrund des

Modus der Spannungskompensation eine direkte Beziehung zur Systemspannung vor, die wiederum einen quadratischen Effekt auf die Wirkleistung besitzt. Der messtechnisch ermittelte Umrechnungsfaktor ist auf das Steuerungskonzept sowie den Wirkungsgrad der Versuchsanlage zurückzuführen. Der konkrete Wert von 7,75 stellt hierbei eine sehr genaue Annäherung dar. Der mittlere Fehler der abgeleiteten quadratischen Funktion beträgt 3,46 %. Damit befindet er sich im Bereich der Messgenauigkeit des anschlussseitig eingesetzten Messsystems. Abschließend sind diejenigen Anlagenparameter zu identifizieren, die keine der aufgezeigten Zielgrößen signifikant beeinflussen. Sie sind aus dem Versuchsdesign auszuschließen, da sie lediglich die Versuchszahl und die damit verbundenen Kosten erhöhen. Hierbei zeigen die Untersuchungen aus [90] [P6], dass neben der Rampenzeit ebenso die Pausenzeit nicht als statistisch relevanter Prozessparameter zu sehen ist.

Neben den direkt an der Versuchsanlage einstellbaren Kenngrößen, definiert der Versuchsaufbau die zu analysierenden werkzeugbezogenen Parameter. Eine Größe in diesem Zusammenhang ist die geometrische Gestalt der zu untersuchenden Crimpelektroden. Betrachtet man den reinen Crimpprozess, sind grundsätzlich verschiedenste Werkzeugkonturen denkbar (siehe Bild 14). Im Bereich des Heißcrimpprozesses finden allerdings ausschließlich die beiden Typen der Dorn- und der Flachelektrode industriell Anwendung. Entsprechend beschränken sich die Experimente des Versuchsdesigns auf diese Varianten. Neben der Elektrodengestalt ist zudem das Spektrum der zu betrachtenden Elektrodenwerkstoffe abzustecken. Die Analysen erstrecken sich hierbei auf insgesamt sechs verschiedene Metalle bzw. Legierungen. Sie sind in Tabelle 5 einschließlich ihrer physikalischen Eigenschaften gegenübergestellt.

Tabelle 5: Untersuchte Elektrodenmaterialien [95; 96]

Werkstoff	Mo	TZM	W	Ta	Nb	Stahl (1.2365)
Elektrische Leitfähigkeit [MS/m]	18,20	17,9	18,52	7,61	6,58	2,78
Wärmeleitfähigkeit [W/mK]	139	140	170	57	54	31
Schmelzpunkt [°C]	2623	2773	3422	3017	2477	1536
Zugfestigkeit [N/mm ²]	690	1150	1900	760	585	770
E-Modul [GPa]	329	300	411	186	105	210
Vickers Härte [HV]	200	250	400	90	120	510

Bei den ersten drei Werkstoffen Molybdän, Titan-Zirkon-Molybdän (TZM) und Wolfram handelt es sich um Elektrodenmaterialien, die bereits im industriellen Umfeld im Bereich des Heißscrimpens eingesetzt werden. Molybdän erweist sich aufgrund des hohen Schmelzpunktes und des ausgeprägten E-Moduls bei gleichzeitig adäquater Härte und Zugfestigkeit als äußerst verschleißfest gegenüber thermischen und mechanischen Belastungen. Da es zudem günstig bezogen werden kann, besitzt Molybdän eine hohe Marktdurchdringung. Allerdings gilt es bei diesem Werkstoff zu bedenken, dass die prozessbedingt entstehenden Molybdänoxide als Gefahrenstoffe mit gesundheitsschädlicher Wirkung einzustufen sind. [95]

Als TZM wird eine Molybdänlegierung bezeichnet, bei der Kohlenstoff, Titan, sowie das Mineral Zirkonium in die Molybdängitterstruktur eingelagert werden. Die prozentuale Gewichtsverteilung der Legierungsbestandteile beträgt gemäß [97] 0,50 % Titan, 0,08 % Zirkon und 0,03 % Kohlenstoff. TZM weist einen höheren Materialpreis als elementares Molybdän auf, was durch eine erhöhte Verschleißbeständigkeit, insbesondere bei hohen Prozesstemperaturen begründet wird.

Wolfram besitzt den höchsten Schmelzpunkt, die stärkste Zugfestigkeit und den größten E-Modul aller untersuchten Werkstoffe. Da es zudem eine Mindesthärte nach Vickers von 400 HV aufweist, stellt es das ideale Material für mechanisch belastete Elektroden dar. Allerdings erweist sich reines Wolfram als kaum mechanisch bearbeitbar. Aus diesem Grund werden im industriellen Umfeld Wolframlegierungen eingesetzt, die eine spanende Bearbeitung ermöglichen. Bei der im Versuchsdesign verwendeten Legierung mit dem Namen HD18D handelt es sich um Wolfram mit einer Reinheit von 96 %, das mit 3 % Nickel und 1 % Eisen versetzt ist [98]. Aufgrund der deutlich vielversprechenderen physikalischen Eigenschaften geht die Legierung mit einem gegenüber Molybdän merklich höheren Anschaffungspreis einher.

Neben den etablierten Heißscrimpelektrodenwerkstoffen werden weiterhin Tantal, Niob sowie der warmfeste Stahl vom Typ 1.2365 betrachtet. Jedes dieser Materialien weist einen deutlich geringeren elektrischen Leitfähigkeitswert als Molybdän auf. Dies birgt für den Heißscrimpprozess den Vorteil einer erheblich effizienteren Dissipation der elektrisch zugeführten Energie. In der Folge wird sowohl die minimal erreichbare Taktzeit, als auch der prozessbezogene Energieverbrauch positiv beeinflusst. Tantal besticht hierbei durch den hohen Schmelzpunkt, der auf eine sehr gute Temperaturbeständigkeit hinweist. Ebenso weisen die Zugfestigkeit und der E-Modul auf eine ausreichend hohe mechanische Festigkeit hin, so dass

mit einem geringen Werkzeugverschleiß zu rechnen ist. Aus technologischer Sicht stellt Tantal damit eine ideale Alternative zu den etablierten Elektrodenwerkstoffen dar. Jedoch gestaltet sich der Rohstoffpreis derart hoch, dass selbst die Materialkosten von Wolfram deutlich überschritten werden.

Das Übergangsmetall Niob weist neben der geringen elektrischen Leitfähigkeit einen vergleichbaren Schmelzpunkt sowie ähnliche Festigkeitswerte wie Molybdän auf. Folglich handelt es sich auch bei diesem Material um eine technologisch interessante Werkstoffalternative, obgleich die Rohstoffpreise selbst die Kosten der untersuchten Wolframlegierung übersteigen.

Als letztes Elektrodenmaterial wird der Warmarbeitsstahl mit der Bezeichnung 1.2365 untersucht. Er weist eine chemische Zusammensetzung bestehend aus 3,00 % Chrom, 2,80 % Molybdän, 0,50 % Vanadium sowie 0,32 % Kohlenstoff auf und geht mit einer Zugfestigkeit von mindestens 770 N/mm^2 einher [99]. Aufgrund des gleichzeitig sehr günstigen Beschaffungspreises und der geringsten elektrischen Leitfähigkeit von lediglich $2,78 \text{ MS/m}$ stellt er eine technologisch und ökonomisch interessante Werkstoffalternative dar. Allerdings ist im Zuge des Versuchsdesigns zu ermitteln, ob die gemäß [99] garantierte Temperaturbeständigkeit von 500 °C ausreicht, um eine prozesssichere Verbindungsherstellung bei gleichzeitig akzeptablen Werkzeugstandzeiten gewährleisten zu können.

3.2 Ermittlung der statischen Verbindungsqualität

Zunächst sind alle Einflussfaktoren zu quantifizieren, die die Zielgröße der Verbindungsqualität nachweislich determinieren. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die Verbindungsqualität neben den vorgestellten Anlagenparametern ebenso von den Eigenschaften der Crimpelektroden, aber auch von der Art der herzustellenden Verbindung stark beeinflusst wird. Entsprechend sind auch diese Faktoren in einem übergeordneten Versuchsdesign abzubilden. Die hierzu verwendete Methodik ist in Bild 34 illustriert. Demnach werden zur Umsetzung des Hauptversuchsdesigns zahlreiche Teilversuchspläne aufgestellt, die lediglich werkzeug- und verbindungsspezifische Erkenntnisse generieren. Diese Teilversuchspläne untersuchen schrittweise für die jeweilige Elektrode sowie später die jeweilig herzustellende Verbindung den Einfluss der verbleibenden vier Anlagenparameter auf die Zielgrößen der Verbindungsqualität. Da sie nach dem Konzept des zentral zusammengesetzten Versuchsdesigns aufgestellt werden, erlauben

sie die Analyse von linearen aber auch nichtlinearen Effekten der Anlagenparameter sowie deren Wechselwirkungen. Die isolierte Analyse eines derart durchgeführten Teilversuchsplans birgt allerdings die Gefahr, dass Erkenntnisse gewonnen werden, die lediglich für bestimmte Elektroden bzw. bestimmte Crimpverbindungen gelten. Erst durch die Überlagerung der variierenden Teilversuchspläne werden die jeweils gewonnenen Kenntnisse über den Effekt der Anlagenparameter verstetigt.

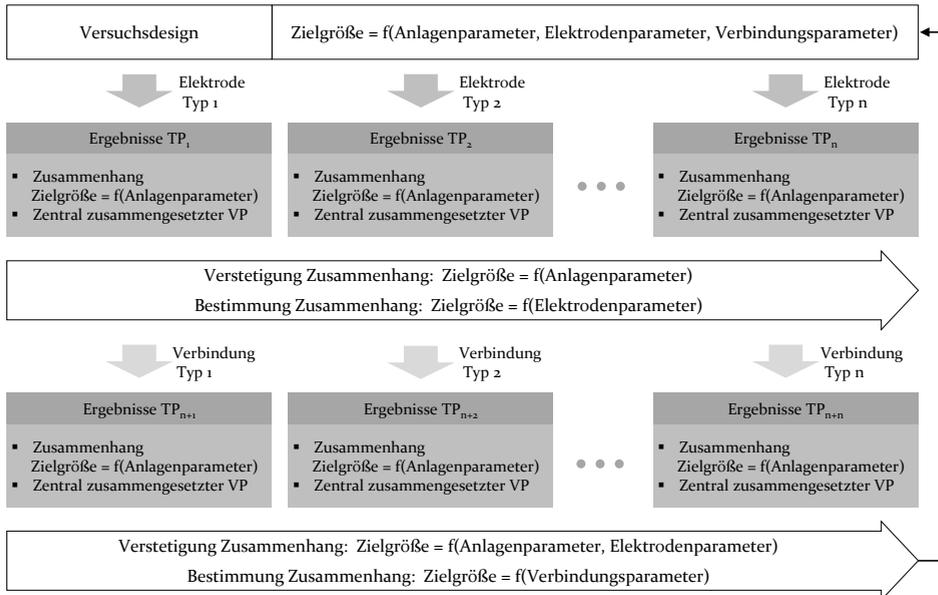


Bild 34: Versuchsdesign zur Untersuchung aller relevanten Parameter

Darüber hinaus werden durch den Vergleich der Zielgrößen der Teilversuchspläne Informationen gewonnen, welcher Effekt mit der Variation möglicher Elektrodenmaterialien, aber auch Werkzeugformen einhergeht. Ebenso wird die Möglichkeit zur Übertragbarkeit der generierten Zusammenhänge auf weitere Kabelschuhverbindungen analysiert.

3.2.1 Qualifizierung der mechanischen Verbindungsqualität

Das beschriebene, abgestufte Vorgehen wird nachfolgend am Beispiel der Zielgröße der mechanischen Verbindungsqualität konkretisiert. Als zugehöriger Kennwert wird normgemäß die maximale Auszugskraft herangezogen, die sich bei axialer Belastung der Proben einstellt. Die Umsetzung der Auszugstests erfolgt mit einer, dem Verwendungszweck entsprechenden, Universalzugprüfmaschine. Die konkreten Einstellungen der Auszugstests sind [77] entnommen und werden ausnahmslos umgesetzt.

Als Crimpwerkzeug des ersten Teilversuchsplans und somit als Ausgangspunkt der Untersuchungen dient ein Dornelektrodenpaar aus Molybdän. Es wird verwendet, da es sich um einen etablierten, vielfach industriell eingesetzten Elektrodentyp handelt. Bei der herzustellenden Verbindung wird zunächst ein Kabelschuh mit einer Querschnittsfläche von 35 mm^2 betrachtet, der mit 36 Drähten mit einem Durchmesser von je einem Millimeter gefüllt wird. Die Isolation der Drähte weist eine Wärmebeständigkeit von $180 \text{ }^\circ\text{C}$ auf und ist in einer Schichtdicke vom Typ Grad 2 aufgetragen. Die konkreten Parametereinstellungen des ersten Teilversuchsplans sind in Tabelle 6 aufgelistet.

Tabelle 6: Faktorstufen des ersten Teilversuchsplans [S3,4,5]

Parameter	P_{Wirk} [kW]	RI[Anzahl]	TH [s]	F [kN]
Sternpunkt $-\alpha$	22,6	4	0,38	1,25
Würfeleckpunkt -1	25,1	5	0,46	2,51
Zentrumspunkt 0	30,7	8	0,64	5,03
Würfeleckpunkt	36,9	11	0,82	7,54
Sternpunkt $+\alpha$	40,2	12	0,90	8,79

Zunächst werden die Würfelpunkteinstellungen des Teilversuchsplans genutzt, um die Haupteffekte und Wechselwirkungen der untersuchten Faktoren auf die maximale Auszugskraft zu quantifizieren. Bild 35 zeigt das Resultat der hierbei bestimmten dimensionslosen Werte einschließlich der gemäß Formel 3.3 berechneten Signifikanzgrenzen des 99-prozentigen und 99,9-prozentigen Konfidenzniveaus.

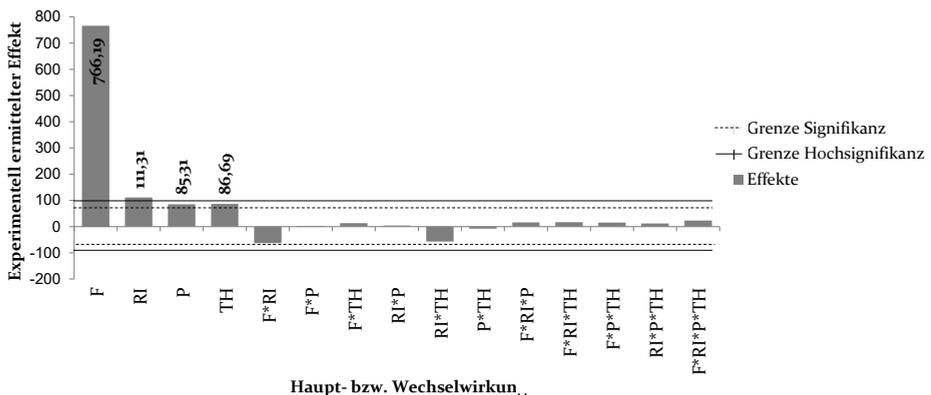


Bild 35: Statistisch relevante Einflussgrößen auf die mechanische Verbindungsfestigkeit

Hierbei ist die vom Hydraulikaktor ausgeübte Presskraft als statistisch hochsignifikante Größe zu identifizieren, wobei eine positive Wirkbeziehung attestiert wird. Der zugehörige, berechnete Effekt übersteigt das Signifikanzniveau um mehr als 700 %, so dass es sich um den für die Auszugskraft entscheidenden Kennwert handelt. Zusätzlich zum Elektrodendruck werden die Parameter der Prozesszeit RI und TH als statistisch signifikant ausgewiesen. Auch diese Größen beeinflussen die Auszugskraft gemäß Teilversuchsplan positiv. Hier gilt es zu beachten, dass ein Teilversuchsplan und die daraus abgeleiteten Effekte stets nur einen Teil der Realität darstellen. Eine bedingungslose Umsetzung des ermittelten positiven Wirkzusammenhangs legt nahe, dass eine Verlängerung der Prozesszeit, respektive des Prozessdrucks stets zu einer Steigerung der Auszugskraft führt. Die Annahme einer ausnahmslos positiven Beziehung entspricht allerdings nicht den experimentell ermittelten Ergebnissen der weiteren Teilversuchspläne. Vielmehr existieren ebenso Prozessfenster, in denen ein negativer Wirkzusammenhang vorliegt. Dies gilt es bei der Ableitung des mathematischen Beschreibungsmodells zu berücksichtigen.

Als letzter Haupteffekt ist die Schweißleistung P_{Wirk} zu analysieren. Abweichend von der analytischen Betrachtung aus Kapitel 5.2, handelt es sich hierbei nicht um einen statistisch signifikanten Prozessparameter. Dies ist auf eine weitere Schwäche der Methodik der Signifikanzanalyse zurückzuführen. Die Bestimmung der dimensionslosen Effekte erfolgt unabhängig von der Wahl der Würfelpunkteinstellungen. Betrachtet man die gewählten Faktorstufen der Schweißleistung P_{Wirk} , so ist ersichtlich, dass die Einstellungen lediglich um circa zwanzig Prozent um den Wert des Zentrumschwankens schwanken. Abweichend hiervon werden die Parameter RI und F um 37,5 % respektive 50 % variiert. Da diese Schwankungen willkürlich festgelegt und nachträglich nicht berücksichtigt werden, ist ersichtlich, dass die Schweißleistung bei vorliegendem Parameterdesign eine untergeordnete Rolle spielen muss. Eine Untersuchung der weiteren Teilversuchspläne bestätigt diese These. Hier erscheint der Parameter P_{Wirk} stets als signifikante Größe. Neben den Haupteffekten zeigt Bild 35 ebenso den Einfluss der variierenden Wechselwirkungen der betrachteten Parameter. Hier ist anhand der Ergebnisse des ersten Teilversuchsplans kein signifikanter Zusammenhang ausweisbar.

Nach der Analyse der Würfelpunkte sind die Stern- und Zentrumschwankungen zu nutzen, um die Art der Wirkzusammenhänge zu beschreiben. Hierzu ist die Verteilung der Auszugskräfte über die jeweiligen Anlagenparameter zu analysieren. Bild 36 stellt diese Verteilung für den ersten Teilversuchsplan dar.

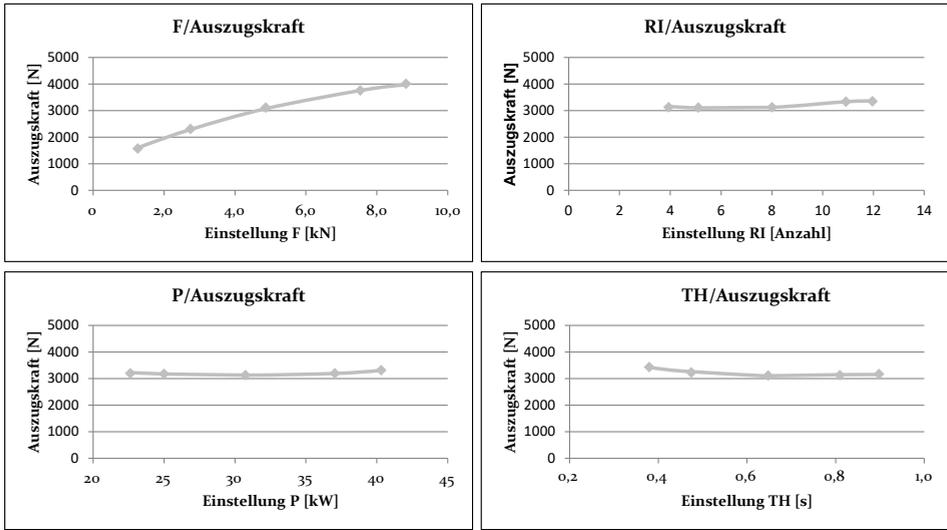


Bild 36: Art des Wirkzusammenhangs zwischen den Anlagenparametern und der Auszugskraft

Hierbei ist zunächst der nichtlineare Einfluss der Elektrodenkraft erkennbar. Um genau zu quantifizieren, welcher mathematische Zusammenhang vorliegt, werden Regressionsanalysen durchgeführt, die auf unterschiedlichen, mathematischen Modellen beruhen, jedoch lediglich den Faktor F als Eingangsparameter berücksichtigen. Anschließend werden die durchschnittlichen Abweichungen sowie das jeweilige Bestimmtheitsmaß der Modelle miteinander verglichen. Die zugehörigen Ergebnisse sind in Tabelle 7 abgebildet.

Tabelle 7: Vergleich mathematischer Modelle zur Beschreibung der Auszugskraft [S4,5]

Art der Funktion	Formel	Bestimmtheitsmaß [%]	Maximale Abweichung [%]	Ø Abweichung [%]
linear	$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot F$	90,1	19,8	3,6
quadratisch	$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot F^2$	74,8	35,6	4,9
Wurzel	$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot \sqrt{F}$	94,6	8,2	2,7
exponentiell	$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot e^F$	13,1	49,6	10,5
logarithmisch	$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot \ln(F)$	94,1	13,2	3,0

Gemäß den dargelegten Untersuchungen stellt die Wurzelfunktion die beste Näherung des Wirkzusammenhangs zwischen dem Prozessdruck und der Auszugskraft dar. Eine auf diesem mathematischen Modell beruhende Funktion, die lediglich F als Anlagenparameter berücksichtigt,

erreicht bereits ein Bestimmtheitsmaß von 94,6 %. Die maximale Abweichung zwischen den mit diesem Modell abgeleiteten Werten und den zugehörigen Messdaten beträgt 8,2 %.

Diese, beschriebene Vorgehensweise wird auf die verbliebenen drei Hauptfaktoren übertragen, wobei in Analogie zu den Erkenntnissen der Verläufe aus Bild 36 – ein jeweils linearer Einfluss auf die Auszugskraft als bestes mathematisches Modell zu werten ist. Anschließend wird ein Ansatz abgeleitet, der die Auszugskräfte der 25 unterschiedlichen Einstellungen bestmöglich annähert. Hierzu werden die erarbeiteten, mathematischen Modelle der Faktoren und deren Wechselwirkungen in verschiedenen Ansätzen kombiniert und deren maximale Abweichungen und Bestimmtheitsmaße verglichen. Hierbei stellt sich heraus, dass entgegen den Erkenntnissen der Signifikanzanalyse die dreifache Wechselwirkung aus den Parametern P_{Wirk} , TH und RI einen wesentlichen Einfluss auf die Zielgröße besitzt. Der zugehörige Zusammenhang aus Formel 3.6 stellt die bestmögliche Abbildung der Realität dar. Er weist ein Bestimmtheitsmaß von 95,6 % und eine mittlere Abweichung von 2,3 %. Angesichts der verhältnismäßig starken, durchschnittlichen Standardabweichung, die trotz der dreizehnmaligen Wiederholung des vollständigen Versuchsplans einen Wert von 7,0 % aufweist, handelt es sich hierbei um ein präzises Teilergebnis.

$$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot \sqrt{F} + x_3 \cdot P_{Wirk} \cdot RI \cdot TH \quad [N] \quad 3.6)$$

Fasst man weiterhin die prozesszeitbezogenen Parameter RI und TH zu der Größe der Prozesszeit zusammen und multipliziert diesen Wert mit der Wirkleistung P , resultiert aus den genannten Parametern die Wirkenergie E_{Wirk} . Es ist Formel 3.7 abzuleiten:

$$F_{max} = x_1 + x_2 \cdot \sqrt{F} + x_3 \cdot E_{Wirk} \quad [N] \quad 3.7)$$

Durch Analyse der Formel wird deutlich, dass analog zum konventionellen Crimpen (siehe Bild 17) ein nichtlinearer Zusammenhang zwischen der aufgebrachten Fließspannung und der mechanischen Verbindungsfestigkeit besteht. Allerdings wird die Auszugskraft nicht alleinig durch die daraus resultierenden Verformungen beeinflusst. Anstatt dessen wirkt sich ebenso die elektrisch eingebrachte Wärmemenge auf die Auszugskraft aus. Diese weitere Komponente ist durch mehrere Effekte zu begründen. Zunächst wird durch die elektrisch generierte Prozesstemperatur die Fließgrenze der Verbindungselemente herabgesetzt, wodurch sich das Umformvermögen vergrößert sowie die Gefahr der Rissbildung reduziert. Zusätzlich erfolgt bereits während des eigentlichen Umformvorgangs ein

Weichglühen der Verbindungselemente. Auf diese Weise wird der Gefahr der Reduzierung der Kontaktkraft aufgrund von thermischen Belastungen im Betrieb vorgebeugt. Ein letzter wesentlicher Effekt der Prozesstemperatur ist im Entlackungsprozess zu sehen. Kupferlackdrähte werden zur Optimierung der mechanischen Verarbeitbarkeit, insbesondere während des Wickelprozesses, mit einer Gleitschicht versehen. Im Fall einer unvollständigen Entlackung verbleiben Reste dieser Gleitschicht auf den nicht gänzlich abisolierten Drähten und begünstigen das Abrutschen der Drähte während der Auszugstests. Die Verbindungsfestigkeit wird erheblich herabgesetzt.

Nachdem ein grundsätzlicher Wirkzusammenhang zur Beschreibung der Auszugskräfte des ersten Teilversuchsplans identifiziert ist, gilt es in einem zweiten Schritt diesen Ansatz auf unterschiedliche Crimpwerkzeuge auszuweiten. Zur Umsetzung dieser Forderung wird für jede mögliche Kombination aus Elektrodenwerkstoff und Form je ein Teilversuchsplan abgebildet, wobei insgesamt 225 variierende Parameterkombinationen resultieren. Anschließend werden Faktoren abgeleitet anhand derer die spezifischen Eigenschaften der Elektrodenwerkzeuge bestmöglich illustriert sind. Der zugehörige Ansatz ist in Formel 3.8 dargestellt. Er weist ein Bestimmtheitsmaß von 93 % und eine mittlere Abweichung von 4,2 % auf.

$$F_{max} = x_1 + a_{F,form} \cdot x_2 \cdot \sqrt{F} + b_{F,mat} \cdot x_3 \cdot P_{wirk} \cdot t \quad [N] \quad 3.8)$$

Die Verallgemeinerung basiert auf zwei Faktoren, die die jeweiligen Eigenheiten der Elektroden charakterisieren. Die Größe $a_{F,form}$ beschreibt die Veränderung der Auszugskraft, die durch eine geänderte Elektrodenform bedingt wird. Da diese unmittelbar die Flächenpressung beeinflusst, die auf die Verbindung wirkt, geht $a_{F,form}$ als Multiplikator des zweiten Summanden in die Gleichung ein. Der Kennwert $b_{F,mat}$ beschreibt hingegen die materialabhängige Wärmedissipation der elektrischen Energie in der Prozesszone. Entsprechend ist er mit dem dritten Summanden der Gleichung zu multiplizieren.

Abschließend ist der aufgezeigte Ansatz dahingehend zu verallgemeinern, dass er auch andere Kabelschuhquerschnitte adäquat annähert. Um den zugehörigen Einfluss zu ermitteln, werden weitere vier Teilversuchspläne durchgeführt, wodurch 100 neue Faktorstufen generiert werden. Bei den untersuchten Verbindungen handelt es sich um Kabelschuhe mit einem Querschnitt von 15 mm^2 sowie 50 mm^2 , die mit 15 respektive 50 ein Millimeter starken Drähten gefüllt sind. Als Crimpwerkzeug finden Flachelek-

troden aus Wolfram und Molybdän Anwendung, da die vorangehenden Untersuchungen diesen Werkzeugen großes Potential attestieren.

Durch Analyse der Daten der neuen Teilversuchspläne wird ersichtlich, wie variierende Kabelschuhquerschnitte in das Modell zu integrieren sind. Grundsätzlich sind hierbei verschiedene Adaptionmöglichkeiten denkbar. Sie sind in Tabelle 8 gegenübergestellt. Die Bewertung der Ansätze erfolgt erneut anhand des Bestimmtheitsmaßes sowie den jeweiligen mittleren und maximalen Abweichungen.

Tabelle 8: Vergleich mathematischer Modelle zur Beschreibung des Kabelschuhs [S4,S5]

Art der Querschnittsadaptation	Formel	Bestimmtheitsmaß [%]	Max. Abweichung [%]	Ø Abweichung [%]
Keine Adaption	$F_{max} = S_1 + S_2 + S_3$	87,5	59,3	16,0
Addition Faktor	$F_{max} = c_{F,quer} + (S_1 + S_2 + S_3)$	93,3	24,8	6,2
Multiplikation Faktor	$F_{max} = c_{F,quer} \cdot (S_1 + S_2 + S_3)$	93,9	23,4	5,9
Multiplikation Faktor 2. Summand	$F_{max} = S_1 + c_{F,quer} \cdot S_2 + S_3$	94,2	20,0	5,7
Multiplikation Faktor 3. Summand	$F_{max} = S_1 + S_2 + c_{F,quer} \cdot S_3$	93,5	34,8	7,8
Multiplikation Faktoren 2. und 3. Sum-	$F_{max} = S_1 + c_{F,quer1} \cdot S_3 + d_{F,quer2} \cdot S_2$	93,1	58,0	18,0

Es ist ersichtlich, dass sich der Kabelquerschnitt im Wesentlichen auf den zweiten Summanden auswirkt. Der zugehörige Ansatz zeigt über alle Faktorstufenkombinationen der Teilversuchspläne, in denen Wolfram- und Molybdänflachelektroden Anwendung finden, ein Bestimmtheitsmaß von 94,2 % sowie eine mittlere Abweichung von 5,7 %. Die überproportional starke maximale Abweichung von 20 % ist im Bereich der Kabelschuhe mit einem Querschnitt von 15 mm² situiert. Sie ist auf die ungenaue Positionierung dieser Kabelschuhtypen aufgrund des manuellen Einlegeprozess zurückzuführen. Bei Kabelschuhen mit Querschnitten ab 25 mm² dient die Kante des 12 mm tiefen Absatzes als Positionierungshilfe. Da der Schaft kleinerer Kabelschuhe die Tiefe des Elektrodenabsatzes unterschreitet, ist hier eine Orientierung an der Absatzkante während des Positionierungsprozesses ausgeschlossen. Entsprechend weisen die zugehörigen Proben, trotz größtmöglicher Sorgfalt, unvorhersehbare Schwankungen des Elektrodenabdruckes auf (siehe Bild 37). Der daraus resultierende reale Querschnitt der verformten Fläche beeinflusst ebenfalls die Auszugskraft.

Folglich ist die ungenaue manuelle Positionierung aufgrund eines fehlenden Anschlags als ursächlich für die maximale Abweichung zu sehen. Der eigentliche Ansatz zur Ermittlung der Auszugskräfte verschiedener Kabelschuhgrößen mittels eines Querschnittsfaktors bildet hingegen unter konstanten Einlegebedingungen die Realität sehr exakt ab.

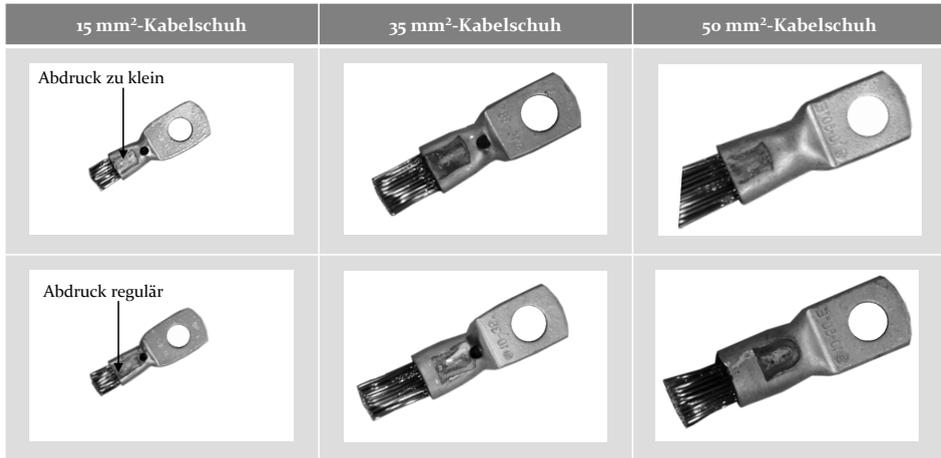


Bild 37: Vergleich der Verformungsquerschnitte von Kabelschuhen mit einer Querschnittsfläche von 15 mm² (links), 35 mm² (Mitte) und 50 mm² (rechts)

Überführt man den Querschnittsfaktor in Formel 3,8, erhält man den allgemeingültigen Zusammenhang zur Beschreibung der Auszugskraft von Heißcrimpverbindungen. Er lautet wie folgt:

$$F_{max} = x_1 + a_{F,form} \cdot x_2 \cdot c_{F,quer} \sqrt{F} + b_{F,mat} \cdot x_3 \cdot E_{wirk} \quad [N] \quad 3.9)$$

Da das Berechnungsmodell abgeleitet ist, sind die Regressionskoeffizienten x_1 , x_2 und x_3 sowie die Umrechnungsfaktoren $a_{F,form}$, $b_{F,mat}$ und $c_{F,quer}$ zu bestimmen. Hierzu wird computergestützt, in einem iterativen Verfahren eine mathematische Annäherung der Koeffizienten durchgeführt. Die hierbei ermittelten Werte werden in die allgemeingültige Wirkbeziehung eingesetzt. Anschließend erfolgt eine Überprüfung der Prognosegenauigkeit, indem die gemessenen Auszugskräfte aller Versuchspläne mit den anhand von Formel 3.9 errechneten Auszugskräften verglichen werden. Der allgemeingültige Ansatz weist über alle 325 verschiedenen Faktorstufenkombinationen ein Bestimmtheitsmaß von 85,9 %, eine mittlere Abweichung von 7,6 % sowie eine maximale Abweichung von 46,5 % auf. Der konkrete Verlauf der realen und berechneten Auszugskräfte des Gesamtversuchsdesigns einschließlich der zugehörigen Abweichungsfehler ist in Bild 38 illustriert.

Bei näherer Betrachtung der Verläufe sind zwei wesentliche Ansatzpunkte zur Optimierung der Prognosekurve erkennbar. Zum einen illustrieren die in der Graphik als 1 und 2 markierten Bereiche die Auszugskräfte der Teilversuchspläne der 15 mm^2 -Kabelschuhe. Es wird deutlich, dass sich der beschriebene Effekt der ungenauen Positionierung dieser Kabelschuhe auf die Genauigkeit des allgemeingültigen Ansatzes auswirkt. Um auch die 15 mm^2 -Kabelschuhe mit noch höherer Präzision vorhersagen zu können, ist daher entweder eine Wiederholung der zugehörigen Teilversuchspläne oder die Bestimmung der tatsächlichen Pressflächen jedes einzelnen Kabelschuhs notwendig. Da allerdings die verringerte Vorhersagegenauigkeit durch unreproduzierbare Schwankungen im Herstellungsprozess und nicht durch ein fehlerhaftes Modell zu begründen ist und gleichzeitig in Kapitel 3.4 eine Validierung des Ansatzes mit weiteren Kabelschuhquerschnitten erfolgt, wird auf eine Wiederholung der Teilversuchspläne verzichtet.

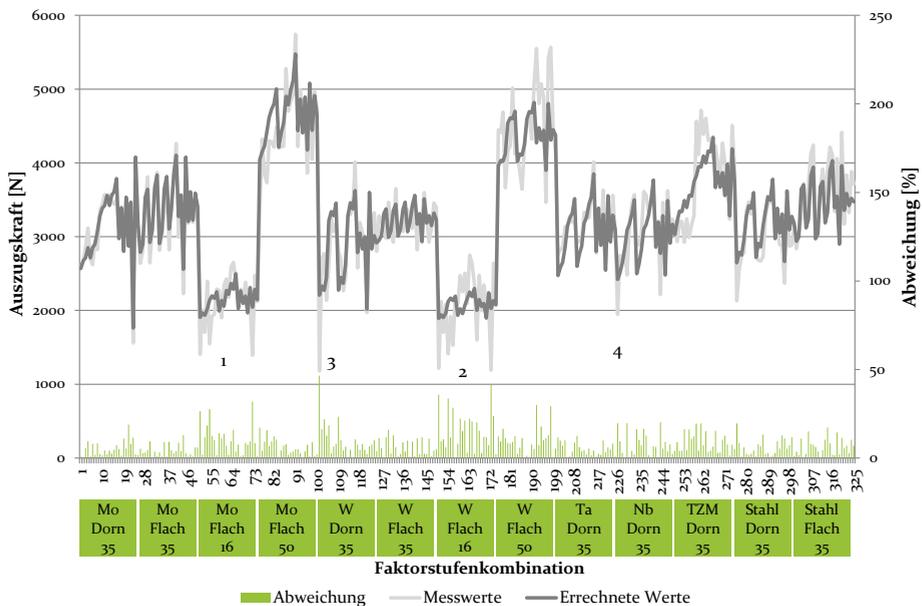


Bild 38: Genauigkeit des Ansatzes zur Beschreibung der Auszugskraft [S6,S7,S8,S9]

Der zweite Ansatzpunkt zur Optimierung der Vorhersagegenauigkeit basiert auf der Analyse der größten Abweichungswerte. Sie sind beispielhaft mit den Markierungen 3 und 4 gekennzeichnet. Es geht hervor, dass die maximalen Abweichungen ausschließlich bei Proben auftreten, die nicht vollständig abisoliert sind. Weiterhin ist bei diesen Proben erkennbar, dass die Prädiktionsformel die tatsächlich gemessenen Werte stets

überschätzt. Ursächlich für diese Überschätzung der Auszugskräfte ist die Gleitschicht der Kupferlackdrähte, die bei einer nicht vollständigen thermischen Zersetzung eine erhebliche Verringerung der Auszugskräfte bedingt. Folglich wird die Genauigkeit der Formel merklich erhöht, wenn lediglich vollkontaktierte Proben abzubilden sind. Zur Überprüfung dieser These werden alle nicht vollkontaktierten Proben aus der Betrachtung ausgeschlossen und die beschriebene Vorgehensweise zur Bestimmung der Regressionskoeffizienten wiederholt. Setzt man die hierbei quantifizierten Regressionskoeffizienten in Formel 3.9 ein, erhält man folgende optimierte Regressionsbeziehung:

$$F_{max} = -241,55 + 1,50 \cdot a_{F,form} \cdot c_{F,quer} \sqrt{F} + 0,99 \cdot b_{F,mat} \cdot E_{wirk} \quad [N] \quad 3.10)$$

Der optimierte Ansatz zeigt über alle 243 vollkontaktierten Parameter-einstellungen hinweg ein Bestimmtheitsmaß von 89,1 %, eine durchschnittliche Abweichung von 5,9 % und eine maximale Abweichung von 18,9 %. Tabelle 9 listet alle Material- und Formkoeffizienten der verwendeten Elektrodenvarianten auf. Dabei wird davon ausgegangen, dass alle Elektroden gleicher Form den gleichen Formfaktor und alle Elektroden gleichen Materials den gleichen Materialfaktor aufweisen. Sie bietet damit die theoretische Möglichkeit, die bestimmten Koeffizienten vielfältig auf neue Elektrodentypen auszuweiten. Eine Überprüfung, inwieweit mit dem aufgezeigten Ansatz eine derartige Vorhersage des Verhaltens neuer Elektroden ermöglicht wird, ist in Kap 3.4.3 vorgenommen.

Tabelle 9: Umrechnungsfaktoren des Ansatzes zur Prädiktion der Auszugskraft [S6,S7,S8,S9]

Teilversuchsplan	a _{F,form}	b _{F,mat}	c _{F,quer}
Mo Dorn 35	198,41	4,40	1,51
Mo Flach 35	219,13	4,40	1,51
Mo Flach 16	219,13	4,40	1,15
Mo Flach 50	219,13	4,40	1,82
W Dorn 35	198,41	2,63	1,51
W Flach 35	219,13	2,63	1,51
W Flach 16	219,13	2,63	1,15
W Flach 50	219,13	2,63	1,82
Ta Dorn 35	198,41	8,08	1,51
Nb Dorn 35	198,41	7,0	1,51
TZM Dorn 35	198,41	6,2	1,51
Stahl Dorn 35	198,41	5,95	1,51
Stahl Flach 35	219,13	5,95	1,51

Weicht man die Prämisse gleicher Form- und Materialkoeffizienten auf und ermittelt für jede untersuchte Elektrode individuelle Form- und Materialfaktoren, wird die Genauigkeit des Ansatzes noch weiter gesteigert. Das Bestimmtheitsmaß erhöht sich in diesem Fall auf 92,5 %, wobei die maximale Abweichung auf 18,5 % und die mittlere Abweichung auf 4,9 % fallen. Allerdings geht die Steigerung der Genauigkeit mit dem Nachteil einher, dass die Übertragbarkeit der Untersuchungen auf weitere Elektrodenwerkzeuge reduziert wird.

Tabelle 9 enthält weiterhin die Querschnittsfaktoren der drei untersuchten Verbindungsvarianten. Setzt man die hierbei ermittelten Werte in Relation zu den Auflageflächen der jeweiligen Kabelschuhe auf den Elektroden, wird die in Bild 39 dargestellte Korrelation ersichtlich.

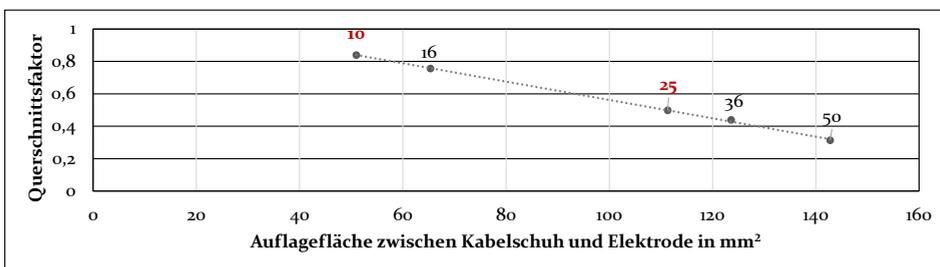


Bild 39: Zusammenhang zwischen geometrischen Kabelschuhmaßen und den zugehörigen Querschnittsfaktoren

Demnach besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der Auflagefläche und den bestimmten Querschnittsfaktoren. Es resultiert folgende Gleichung:

$$c_{F,quer} \approx b_{ks} \cdot l_{Auflage} \quad [dimensionslos] \quad 3.11$$

Zur Quantifizierung der Faktoren sind die Breiten der verformten Kabelschuhe b_{ks} mit der Länge der Auflagefläche $l_{Auflage}$ zu multiplizieren. Letztere Größe stellt den jeweils kleineren Wert aus entweder der Tiefe des Elektrodenabsatzes oder der maximalen Verformungslänge des Kabelschuhs dar. Überträgt man diesen Zusammenhang auf weitere Kabelschuhgrößen, so besteht die Möglichkeit, die zugehörigen Querschnittsfaktoren abzuleiten (siehe Bild 39). Um diese These zu validieren, werden in Kapitel 3.4.3 die Auszugskräfte zweier weiterer Kabelschuhquerschnitte berechnet und anschließend mit den experimentell ermittelten Werten verglichen.

3.2.2 Quantifizierung der elektrischen Verbindungsqualität

Nachdem die mechanische Verbindungsqualität präzise beschrieben ist, wird ein weiterer Zusammenhang benötigt, der die elektrischen Eigenschaften charakterisiert. Hierbei sind, abweichend von der mechanischen Dimension, zwei verschiedene Zielgrößen zu betrachten. Der erste fokussierte Kennwert ist der Übergangswiderstand in der Heißscrimpverbindung. Er wird untersucht, da er im industriellen Umfeld das wesentliche Maß zur Beschreibung der elektrischen Güte einer Verbindung darstellt. Zusätzlich wird ein Regressionszusammenhang zur Beschreibung der Anzahl an kontaktierten Drähten erarbeitet. Dies ist insbesondere auf die Untersuchungen des vorhergehenden Kapitels zurückzuführen. Dort wird aufgezeigt, dass die Genauigkeit des Regressionsansatzes zur Bestimmung der mechanischen Auszugskraft merklich ansteigt, wenn dieser lediglich an vollkontaktierten Verbindungen Anwendung findet. Folglich resultiert ein Bedarf nach einer vorgelagerten, zweiten Wirkbeziehung, die das jeweilige Parameterfeld absteckt, indem eine spezifische Verbindung vollständig kontaktiert wird. Um eine derartige Relation zu erarbeiten, werden analog zu Kapitel 3.2.1 die Ergebnisse des ersten Teilversuchsplans zur Ableitung der statistischen Signifikanz der Anlagenparameter herangezogen. Das zugehörige Effektdiagramm ist in Bild 40 illustriert.

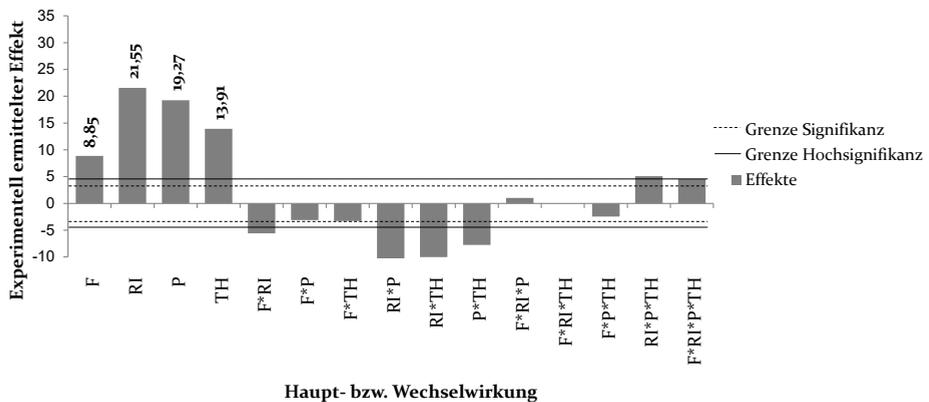


Bild 40: Statistisch relevante Einflussgrößen auf die Entlackungsqualität

Abweichend von den Wirkbeziehungen der mechanischen Verbindungsausbildung, ist die Zielgröße der Kontaktierung durch alle vier betrachteten Hauptfaktoren statistisch hochsignifikant beeinflusst. Hierbei stellt die hydraulische Presskraft den betragsmäßig geringsten Effekt dar. Entsprechend ist abzuleiten, dass sie in einer geringeren mathematischen Potenz als die verbleibenden Parameter in die Gleichung zur Berechnung

der Kontaktierung eingeht. Weiterhin treten, gegenüber der mechanischen Dimension, zahlreiche Wechselwirkungen deutlich stärker hervor, so dass eine engere Verzahnung aller Parameter zu begründen ist. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird analog zu Kapitel 3.2.1 eine Regressionsgleichung entwickelt, die die Kontaktierungsergebnisse des ersten Teilversuchsplans bestmöglich annähert. Die Zielgröße wird hierbei als prozentualer Anteil definiert, um eine bestmögliche Übertragbarkeit auf variierende Verbindungsquerschnitte mit unterschiedlichen Drahtmengen zu gewährleisten. Sie errechnet sich für jede Probe als Quotient der Summe der erfolgreich kontaktierten Drähte und der Gesamtmenge aller Drähte. Der abgeleitete Zusammenhang ist in Formel 3.12 verdeutlicht. Er weist ein Bestimmtheitsmaß von 86,5 %, eine mittlere Abweichung von 6,3 % und eine maximale Abweichung von 29,7 % auf.

$$H = x_1 - x_2 \cdot \frac{1}{\sqrt{HP} \cdot (P_{\text{wirk}} \cdot RI \cdot TH)^2} \quad [\%] \quad 3.12$$

Durch die Multiplikation aller Parameterkombinationen im Nenner des zweiten Summanden wird den aufgezeigten Wechselwirkungen Rechnung getragen. Hierbei geht die aufgebrachte Presskraft in Form der Wurzelfunktion und die elektrisch eingebrachte Energie in quadratischer Form in das Kontaktierungsergebnis ein. Im nächsten Schritt ist dieses mathematische Modell auf die Parameterkombinationen aller untersuchten Teilversuchspläne zu übertragen. Hierzu ist den variierenden Wärmedissipations- und Verteilungsvorgängen in den verschiedenen Elektroden Rechnung zu tragen. Ebenso ist ein Faktor zu definieren, der das Entlackungsverhalten unterschiedlicher Kabelschuhverbindungen abbildet. Um zu bestimmen, wie diese Faktoren mathematisch zu beschreiben sind, werden in analoger Weise zu Kapitel 3.2.1 verschiedene Ansätze entwickelt und gegenübergestellt. Der genaueste Wirkzusammenhang ist in Gleichung 3.13 illustriert.

$$H = x_1 - x_2 \cdot \frac{1}{\sqrt{F} \cdot (E_{\text{wirk}} \cdot a_{H,\text{form}} \cdot b_{H,\text{mat}} \cdot c_{H,\text{quer}})^2} \quad [\%] \quad 3.13$$

In diesem Ansatz werden die Faktoren zur Abbildung des Werkzeugs sowie der Verbindungseigenschaften unmittelbar mit der elektrisch eingebrachten Energie multipliziert. Die Kenngrößen $a_{H,\text{form}}$ und $b_{H,\text{mat}}$ beschreiben in diesem Zusammenhang die elektroden- und verbindungsspezifische Dissipation der elektrischen Energie in Wärme. Der Wert $c_{H,\text{quer}}$ bildet hingegen ab, wie effektiv die erzeugte Energie zur thermischen Zersetzung der Primärisolation in der Verbindung genutzt wird. Unter der Annahme, dass die

Isolation eine gegenüber dem Drahtwerkstoff erheblich geringere Wärmeleitfähigkeit aufweist, lässt er sich wie folgt beschreiben:

$$c_{H,quer} \approx d_{iso}(m_{iso,\dot{U}} \cdot N_{\dot{U}}) \quad [dimensionslos] \quad 3.14$$

Ausgangspunkt für diese Näherung bildet die analytische Berechnung der Wärmeleitung im Kabelschuh aus Kapitel 5.2.3. Demnach ist die benötigte Prozesswärme davon abhängig, wie viele Drahtlagen im verformten Zustand der Verbindung existieren. Da also eine über die Drahtlagen abgestufte Entlackung stattfindet, ist $c_{H,quer}$ aus dem Produkt der pro Lage zu verbrennenden Isolationsmasse $m_{iso,\dot{U}}$ sowie der Anzahl an Wärmeübergängen $N_{\dot{U}}$ zu bestimmen. Beide Werte sind entweder anhand realer Proben oder mittels des Prozesssimulationsmodells aus Kapitel 4.1 zu quantifizieren. Der zusätzliche Faktor d_{iso} beschreibt die Unterschiede der Isolationswerkstoffe hinsichtlich ihres Zeit-Temperatur-Zersetzungsverhaltens. Er wird für die betrachtete Isolation der Wärmeklasse H als eins definiert.

Bei Verwendung des allgemeinen Ansatzes aus Gleichung 3.13 werden die Kontaktierungsergebnisse aller untersuchten Einstellungen mit einem Bestimmtheitsmaß von 72,3 % sowie einer mittleren Abweichung von 4,7 % und einer maximalen Abweichung von 36,7 % prognostiziert. Eine entsprechende graphische Illustration der Modellgenauigkeit ist in Bild 41 aufgezeigt.

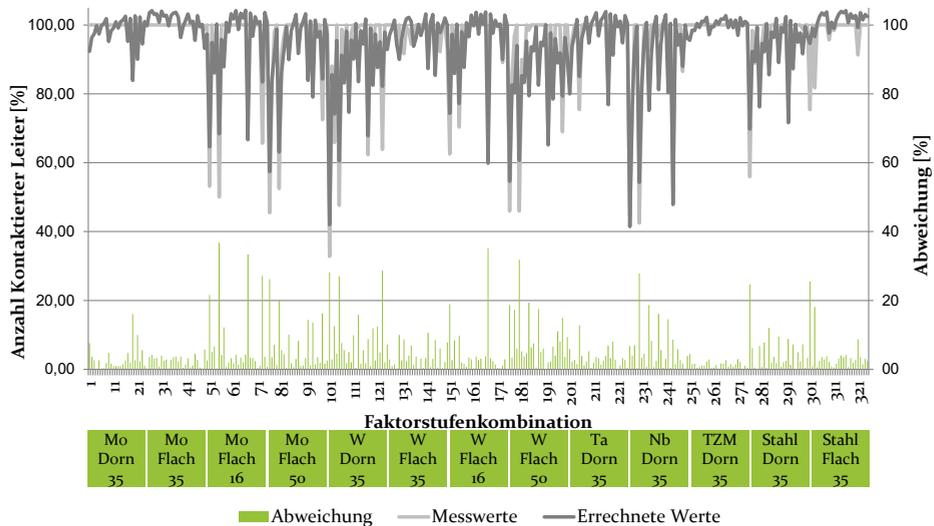


Bild 41: Genauigkeit des Ansatzes zur Beschreibung der Kontaktierung [S6,S7,S8,S9]

Im Vergleich zum mechanischen Prognosezusammenhang weist der Kontaktierungsansatz ein um 16,8 Prozentpunkte verringertes Bestimmtheitsmaß auf. Dies deutet darauf hin, dass eine Übertragung der Ergebnisse auf weitere Kabelschuhverbindungen nicht vollumfänglich möglich ist.

Allerdings veranschaulicht Bild 41 ebenso die zunehmende Genauigkeit im Bereich der vollkontaktierten Drähte. Analog zur mechanischen Dimension weicht der untersuchte Ansatz also insbesondere bei Parameterkombinationen von der Realität ab, aus denen Proben resultieren, die sehr weit von einer als gut zu bewertenden Verbindung entfernt sind. Im Umkehrschluss ist abzuleiten, dass der Ansatz in den für die Prozessauslegung wichtigen Parameterfenstern mit einer ausreichenden Genauigkeit einhergeht. Die Überprüfung dieser These einschließlich der abgeleiteten Querschnittsfaktoren erfolgt in Kap. 3.4.1.

Bestimmung des Übergangswiderstands

Zusätzlich zur elektrischen Kontaktierung ist der Regressionsansatz nun auf die zweite wesentliche Zielgröße zur Beschreibung der elektrischen Verbindungsqualität anzuwenden. Entspricht man dem Stand der Technik, so ist zur Quantifizierung des Übergangswiderstands, die in Kapitel 2.4.1 vorgestellte Methode zu wählen, die auf der Messung des Widerstands eines jeden einzelnen Drahtes basiert. Es stellt sich jedoch heraus, dass die etablierte Methodik aufgrund der undefinierten Einspannbedingungen, die mit der Kontaktierung einzelner Drähte einhergehen, vergleichsweise ungenaue Messergebnisse erzeugt.

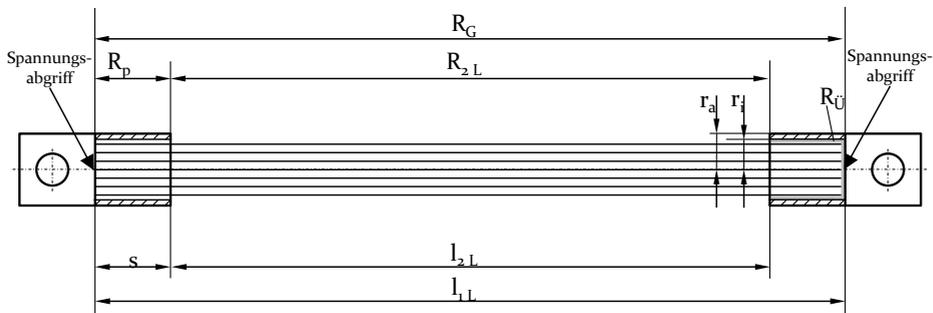


Bild 42: Probendesign zur Bestimmung des Übergangswiderstands

Daneben erweist sich die Messung eines jeden einzelnen Drahtes als extrem zeitaufwändig. Bei vorliegendem Versuchsdesign würde die Umsetzung dieser Vorgehensweise zu einer Gesamtanzahl von 117000 Messungen führen. Da ein derartiger Aufwand nicht umzusetzen ist, besteht die Notwendigkeit den Versuchsumfang drastisch zu minimieren, wodurch

negative Auswirkungen auf die Aussagekraft der Untersuchungen resultieren würden. Um einen derartigen Kompromiss zu entgehen, wird eine eigen entwickelte Messmethode angewendet, bei der lediglich der Übergangswiderstand einer Probe ermittelt wird. Das zugehörige Berechnungsmodell ist in Bild 42 verdeutlicht.

Im Zuge der eingesetzten Messmethodik sind die beiden Enden eines Lackdrahtbündels definierter Länge, mittels identischer Prozessparameter, mit Kabelschuhen zu verbinden. Anschließend ist der Gesamtwiderstand der derart hergestellten Proben unter Nutzung der Vierleitermesstechnik zu quantifizieren. Der resultierende, gemessene Widerstand enthält neben dem eigentlichen Übergangswiderstand mehrere Komponenten. Er ist wie folgt zu beschreiben:

$$R_G = R_{2L} + 2 \cdot R_p + 2 \cdot R_{Ü} \quad [\mu\Omega] \quad 3.15)$$

Der Wert R_{2L} bildet den Widerstand des Leiterbündels außerhalb der eigentlichen Kabelschuhverbindungen ab. Er ist modellhaft als Parallelschaltung der Einzeldrähte zu sehen und wird anhand der Anzahl der Lackdrähte im Bündel n sowie deren Länge l_{2L} , Radien r_L und spezifischen Widerstände ρ_{Cu} ermittelt:

$$R_{2L} = \frac{\rho_{Cu} \cdot l_{2L}}{r_L^2 \cdot \pi \cdot n} \quad [\mu\Omega] \quad 3.16)$$

Die Größe R_p bildet den Widerstand der elektrischen Komponenten im Verbindungsbereich ab. Sie ist als Parallelschaltung zwischen dem Leiterwiderstand $R_{iLeiter}$ im Kabelschuh und dem Widerstand des Kabelschuhs R_{KS} definiert:

$$R_p = \frac{R_{1L} \cdot R_{KS}}{R_{1L} + R_{KS}} \quad [\mu\Omega] \quad 3.17)$$

Der Widerstand R_{1L} ist in analoger Weise zu Gleichung 3.16 zu bestimmen, wobei der Wert l_{2L} durch den Einschubweg s des Bündels im Kabelschuh ersetzt wird. Die Komponente R_{KS} leitet sich, zusätzlich zum Einschubweg, anhand des Kabelschuhinnendurchmessers r_i sowie dessen Außendurchmesser r_a ab:

$$R_p = \frac{\rho_{Cu} \cdot s}{(r_a^2 - r_i^2) \cdot \pi} \quad [\mu\Omega] \quad 3.18)$$

Wird nun Gleichung 3.15 umgestellt und nach dem Übergangswiderstand aufgelöst, ergibt sich nachfolgender Zusammenhang. Hierbei wird angenommen, dass die elektrische Qualität beider Kabelschuhverbindungen der Probe als identisch anzusehen ist.

$$R_U = \frac{R_G - 2 \cdot R_p - R_{2L}}{2} \quad [\mu\Omega] \quad 3.19)$$

Unter Anwendung dieser Berechnungsformel sowie den Materialkennwerten, reduziert sich der probenspezifische Messaufwand damit auf die Bündellänge l_L , auf den Strom I_G , der das Komplettsystem durchströmt und auf die Spannung U_G , die zwischen den beiden Schraubverbindungen abfällt. Der Übergangswiderstand an den eigentlichen Schraubverbindungen wird hingegen durch den hochohmschen Charakter der Spannungsmessungen eliminiert. Mit diesem Messprinzip verringert sich die Anzahl der im Versuchsdesign durchzuführenden Widerstandsmessungen auf 3250.

Da eine Messmethodik zur Quantifizierung der Übergangswiderstände bestimmt ist, gilt es einen Messaufbau zu definieren, der in der Lage ist die sehr kleinen Werte wiederholgenau sowie möglichst bedienerunabhängig zu ermitteln. Hierzu wird ein Nanoohmmeter der Firma Elio Pedranti vom Typ 20024 analysiert. Weiterhin wird ein am Lehrstuhl entwickelter Messaufbau untersucht, der die Möglichkeit bietet die beidseitig gecrimpten Proben unter Verwendung eines Handdrehmomentschraubers definiert anzukontaktieren. Der Spannungsabgriff des eigens entwickelten Aufbaus erfolgt mittels eines Voltmeters vom Typ METRAWATT ULTRA des Unternehmens Gossen Metrawatt unter Nutzung vergoldeter Kontakte. Die zugehörige Messung wird jeweils an den Übergangspunkten der Kabelschuhe zwischen dem Einlegerohr und der Anschraubfläche durchgeführt (siehe Bild 42). Die Strommessung erfolgt mittels eines Wändlers der Firma LEM mit der Bezeichnung LF 300. Zur Stromversorgung wird eine hochgenaue Gleichstromquelle mit einer Maximalleistung von 3,6 kW und einem Maximalstrom von 300 A genutzt.

Beide Messsysteme werden einer Wiederholgenauigkeitsmessung unterzogen, bei der eine definierte Probe 25-mal dem vollständigen Messzyklus unterworfen ist. Um umgebungsbedingten Schwankungen vorzubeugen, werden die zugehörigen Messungen unter kontrollierter Atmosphäre bei 20,0 °C und 45 % Luftfeuchtigkeit durchgeführt. Der Prüfstrom des eigen entwickelten Aufbaus wird auf 120 A festgelegt. Das Nanoohmmeter misst mit der maximal verfügbaren Stromstärke von 10 A. Die resultierenden Ergebnisse der Wiederholmessung sind in Bild 43 dargelegt.

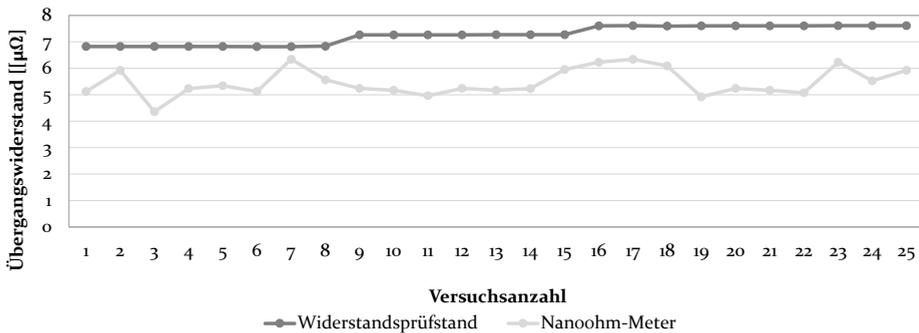


Bild 43: Wiederholgenauigkeit der Widerstandsmessung

Es wird die Stabilität der Ergebnisse des eigens entwickelten Messaufbaus ersichtlich. Während mit dem Nanoohmmeter eine maximale Schwankung von zwei $\mu\Omega$ zu verzeichnen ist, liegt das Delta beim selbst entwickelten Prüfstand bei $0,8 \mu\Omega$. Weiterhin verdeutlicht der Kurvenverlauf des Nanoohmmeters, dass die gemessenen Widerstände willkürlich schwanken. Hiervon abweichend ist der sukzessiv ansteigende Graph des eigenen Prüfstands durch einen systematischen Einfluss geprägt. Hierbei handelt es sich um die Erwärmung der Probe, die bei mehrmaliger Messung aufgrund des Prüfstromes auftritt. Gleichwohl verdeutlichen die ersten acht Messungen, dass ein derartiger Effekt erst bei einer Vielzahl an Wiederholungen zu verzeichnen ist. Innerhalb dieser Messungen liegt das maximal gemessene Delta in einem Bereich von $0,01 \mu\Omega$. Aus diesen Gründen wird zur Quantifizierung der Übergangswiderstände im Zuge des hybridanalytischen Regressionsansatzes der selbst aufgebaute Prüfstand genutzt.

Da die Messmethode und die zugehörige Messapparatur festgelegt sind, gilt es nun die Methodik des Regressionsansatzes auf den elektrischen Übergangswiderstand zu übertragen. Die Auswertung dieser Zielgröße wird hierbei auf lediglich vollkontaktierte Proben beschränkt, da die Genauigkeit des Ansatzes, analog zur mechanischen Dimension, auf diese Weise erheblich gesteigert wird. Auch beim Kennwert des Übergangswiderstands wird zunächst die statistische Signifikanz der identifizierten Anlagenparameter anhand der Ergebnisse des ersten Teilversuchsplans beleuchtet. Bild 44 stellt das entsprechende Effektdiagramm dar. Analog zu den Untersuchungen zur elektrischen Kontaktierung, beeinflusst der Elektrodendruck auch die Zielgröße des elektrischen Widerstands auf hochsignifikante Weise. Abweichend von den bisherigen Zielgrößen, ist allerdings ein negativer Wirkzusammenhang ausgewiesen, so dass eine Vergrößerung des Elektrodendrucks eine Verringerung des Übergangswiderstands bedingt.

3 Beschreibung des Heißscrimprozesses mittels der Methoden der statistischen Versuchsplanung

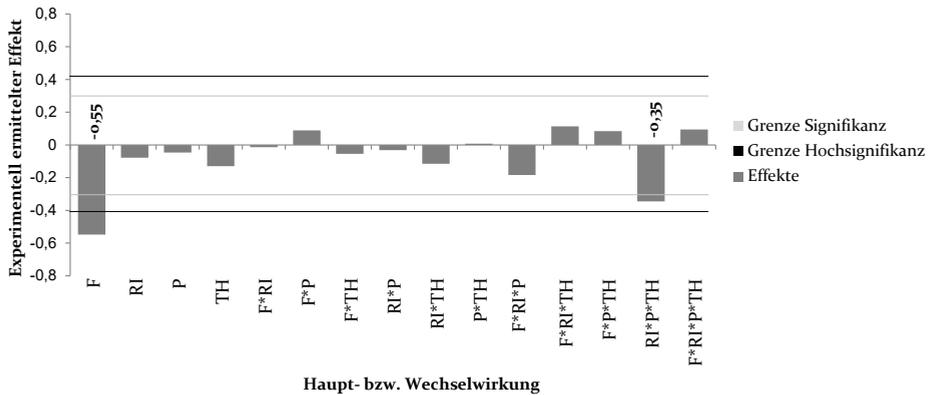


Bild 44: statistisch relevante Einflussgrößen auf den Übergangswiderstand

Diese Abhängigkeit ist anhand von Gleichung 3.20 zu begründen. Sie gibt die allgemeine Formel zur Berechnung von Übergangswiderständen zweier plastisch deformierter Kontaktpartner wieder [100]. Hierbei repräsentieren ρ_{Kp1} und ρ_{Kp2} die spezifischen Widerstandswerte der Kontaktpartner, H_c die Meyershärte des weicheren Kontaktwerkstoffs und F_k die aufgebrachte Kontaktkraft.

$$R_{\ddot{u}} = \frac{\rho_{Kp1} + \rho_{Kp2}}{2} \sqrt{\frac{H_c}{F_k}} \quad [\mu\Omega] \quad 3.20$$

Gemäß dieser allgemeingültigen Relation besteht ein indirekt proportionaler Zusammenhang zwischen der Wurzel der eingebrachten Kontaktkraft und dem Übergangswiderstand einer plastisch verformten Verbindung. Es lässt sich folgern, dass eine Erhöhung der Kontaktkraft, beispielweise durch einen gesteigerten Hydraulikdruck, den Übergangswiderstand verringert.

Neben dem Hydraulikdruck weist Bild 44 weiterhin eine signifikante, negative Wechselwirkung zwischen den Parametern P , RI sowie TH und dem Übergangswiderstand aus. Da diese Größen die Erwärmung in der Verbindungszone determinieren, ist die negative Beziehung zum Übergangswiderstand auf zwei Effekte zurückzuführen. Zum einen liegt in der Verbindungszone keine ideal homogene Temperaturverteilung vor, wodurch der Lackzersetzungsprozess nicht schlagartig abläuft, sondern einem kontinuierlichen Verlauf folgt. Entsprechend bedingt eine weitere Zufuhr von Wärme bei bereits vollkontaktierten Proben, dass die zunächst punktuell vorliegenden, freien Leiterflächen sukzessive über die gesamte Verbindungszone hinweg ausgeweitet werden. Zum anderen führt die

Erwärmung der Prozesszone zu einer Verringerung der Festigkeit der Kontaktelemente. In der Folge reicht bereits wenig Druck aus, um einen höheren Verformungsgrad respektive größere Kontaktflächen und damit einen geringeren Übergangswiderstand zu erzielen.

Auf diesen Überlegungen basierend, wird mittels der vorgestellten Methodik ein weiterer Ansatz aufgestellt, anhand dessen der Übergangswiderstand beliebiger, vollkontaktierter Heißcrimpverbindungen zu berechnen ist. Die zugehörige, allgemeingültige Formel ist nachfolgend beschrieben.

$$R_{\dot{U}} = c_{R,quer1} + x_1 \cdot \frac{a_{R,form} \cdot b_{R,mat}}{\sqrt{\frac{F}{c_{R,quer2}} \cdot (P_{Wirk} \cdot t)^2}} \quad [\mu\Omega] \quad 3.21)$$

Entsprechend dem abgebildeten Zusammenhang verhält sich der Übergangswiderstand einer Heißcrimpverbindung indirekt proportional zum Produkt aus der Wurzelfunktion der zur Verformung benötigten Kraft F , sowie der Quadratfunktion der elektrisch eingekoppelten Energie E . Weiterhin ist die Zielgröße des Übergangswiderstands, in Analogie zu den bisherigen Zielgrößen, von der Form und dem Material der verwendeten Elektroden abhängig, weshalb auch hier die Faktoren $a_{R,form}$ und $b_{R,mat}$ bestimmt werden. Neben diesen Kenngrößen enthält Formel 3.21 die Variablen $c_{R,quer1}$ und $c_{R,quer2}$. Sie erlauben eine Übertragung des allgemeinen Wirkzusammenhangs auf beliebige Kabelschuhquerschnitte. Hierbei bildet $c_{R,quer2}$ die Veränderung der Flächenpressung und der damit einhergehenden Kontaktkraft bei variierenden Kabelschuhgrößen ab. Der zugehörige Wert ist anhand von Gleichung 3.11 zu ermitteln. Der Faktor $c_{R,quer1}$ repräsentiert hingegen das experimentell ermittelte Widerstandsminimum der jeweiligen Verbindungstypen. Analysiert man die zugehörigen Werte dieses Faktors, wird ein festes Verhältnis ersichtlich. Es ist in Gleichung 3.22 abgebildet.

$$c_{R,quer1} \approx \frac{28,7}{\sqrt{A_{EI} \cdot n}} \quad [dimensionslos] \quad 3.22)$$

Demnach verhält sich das verbindungsabhängige Übergangswiderstandsminimum indirekt proportional zur Wurzel des Leiternennquerschnitts. Dieser ist durch das Produkt der Querschnittsfläche eines Leiters A_{EI} und der Anzahl an Leitern pro Verbindung n determiniert. Unter Anwendung von Formel 3.21 zur Berechnung der Übergangswiderstände aller 243 voll-

kontaktierten Faktorstufenkombinationen wird ein Bestimmtheitsmaß von 67,3 %, eine mittlere Abweichung von 8,8 % und eine maximale Abweichung von 93,8 % erreicht. Bild 45 illustriert die Genauigkeit des Ansatzes.

Der Widerstandsprädiktionsansatz weist insbesondere bei den Faktorstufenkombinationen, die mit Stahlelektroden realisiert werden, eine reduzierte Genauigkeit auf. Als ursächlich hierfür ist die geringe Wärmeleitfähigkeit des Elektrodenwerkstoffs zu sehen. Sie bedingt eine überproportional starke Erwärmung im Inneren der Elektrode, die vergleichsweise langsam nach außen abgeführt wird. In der Folge reichen die anlageninternen Kühlmechanismen nicht aus, um die Crimpelektroden in den Nebenzeiten auf Raumniveau abzukühlen. Hierdurch resultieren, abhängig von den jeweils vorgelagerten Faktorstufenkombinationen, schwankende Prozessanfangstemperaturen, die sich in übermäßig stark variierenden Übergangswiderständen manifestieren.

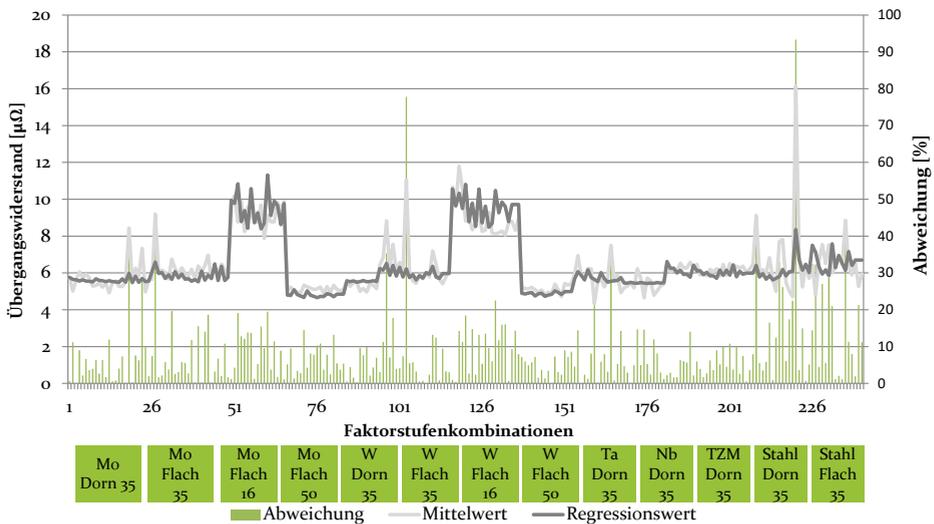


Bild 45: Genauigkeit des Ansatzes zur Beschreibung des Widerstands [S6,S7,S8,S9]

Zusätzlich zum undefinierten Anfangsniveau unterliegen die Stahlelektroden einem erheblichen Werkzeugverschleiß (siehe Kapitel 3) Die resultierende, stetige Veränderung der Werkzeugkontur innerhalb des durchgeführten Versuchsplans trägt ebenfalls zur Minderung der Prozessstabilität bei. Verringert man daher den Ansatz auf die verbleibenden Elektrodenwerkstoffe, erweist er sich als wesentlich genauer. Hier stellen sich ein Bestimmtheitsmaß von 78,1 %, eine mittlere Abweichung von 7,4 % und eine maximale Abweichung von 76,1 % ein.

Verglichen mit der Zielgröße der mechanischen Auszugskraft erweisen sich die elektrischen Kenngrößen damit als deutlich schwieriger zu prognostizieren. Die verringerte Abbildungsgenauigkeit ist zum einen durch den indirekten Messaufbau begründet. Er bedingt, dass neben dem sehr kleinen Übergangswiderstand ebenso der erheblich größere Leiterwiderstand in die Messung einbezogen werden muss. Folglich wirken sich jegliche Schwankungen der Umgebungstemperatur sowie Längenabweichungen der zu messenden Proben deutlich auf die Stabilität der Datenbasis aus. Weiterhin stellt die Größenordnung des zu messenden Widerstands im Bereich weniger $\mu\Omega$ erhebliche Ansprüche an die Vorrichtungen zur Strom- und Spannungsmessung. Verglichen hierzu ist der Messaufbau zur Bestimmung der mechanischen Auszugskraft als wesentlich etablierter, einfacher und somit stabiler zu sehen. Schlussendlich schließen sich die Zielgrößen der Kontaktierung sowie der Widerstandsänderung unter der Bedingung eines Vollkontakts teilweise aus, so dass bei der Auswahl der Faktorstufenkombinationen ein Kompromiss zwischen beiden Zielgrößen geschlossen werden muss. Hierdurch wird die Anzahl der für die jeweilige Zielgröße interessanten Faktorstufenkombinationen verringert und folglich die Datenbasis negativ beeinflusst. Dennoch wird durch die zweistufige Vorgehensweise eine Methodik erarbeitet, die eine akzeptable Abbildungsgenauigkeit hervorbringt. Deshalb wird sie in Kapitel 3.4.2 herangezogen, um zu validieren wie gut neben den mechanischen auch die elektrischen Eigenschaften von variierenden Kabelschuhverbindungen abgebildet werden können.

3.3 Ermittlung der Prozesseffizienz

Nachdem die Verbindungsqualität abgebildet ist, sind weitere Zielgrößen zu untersuchen, die die Wirtschaftlichkeit und den Erfolg eines Prozesses determinieren. Eine nicht zu vernachlässigende Rolle in diesem Zusammenhang nimmt der Prozessenergieverbrauch ein, da die Wahrnehmung seitens der Kunden und damit die Kaufentscheidung zunehmend durch die ökologische Effizienz eines Unternehmens beeinflusst wird. Zusätzlich birgt eine Minimierung des Energieverbrauchs Zeit- und Kostenpotentiale, die bei der Prozessauslegung ebenso zu berücksichtigen sind. Eine zweite, zu beachtende Kenngröße ist der werkzeugspezifische Verschleiß. Hier gilt es Parameter- und Werkzeugkombinationen zu finden, die einem stabilen Prozess und geringen Elektrodenbeanspruchungen gleichermaßen Rechnung tragen. Auf diese Weise werden die Rüstzeiten minimiert und die Anzahl an Ausschussteilen reduziert.

3.3.1 Quantifizierung des Prozessenergiebedarfs

Zunächst ist jedoch ein Wirkzusammenhang zu entwickeln, anhand dessen der Energiebedarf von Heißscrimprozessen beliebiger Parametereinstellungen berechnet werden kann. Die Quantifizierung der zugehörigen Formel beruht hierbei auf den Faktorstufenkombinationen, die in Kapitel 3.2 Anwendung finden. Die bereits durchgeführten Versuchspläne werden lediglich um die zusätzliche Zielgröße des Energieverbrauchs ergänzt. Die Bestimmung der energetischen Daten erfolgt mittels des eigens konzipierten, in [94] [P7] vorgestellten Messsystems. Es weist eine Messgenauigkeit von 1,5 % auf.

Auch bei dieser Zielgröße bildet die Analyse der statistisch signifikanten Einflussfaktoren den Ausgangspunkt der Untersuchungen. Das zugehörige Effektdiagramm ist in Bild 46 dargestellt. Anhand der deutlich hochsignifikanten Einflüsse der Parameter *P*, *RI* und *TH* sowie deren Wechselwirkungen wird ersichtlich, dass die in die Verbindungszone geleitete elektrische Energie die Hauptkomponente des Prozessverbrauchs darstellt. Zusätzlich ist die vom Hydraulikzylinder ausgeübte Presskraft als signifikant ausgewiesen

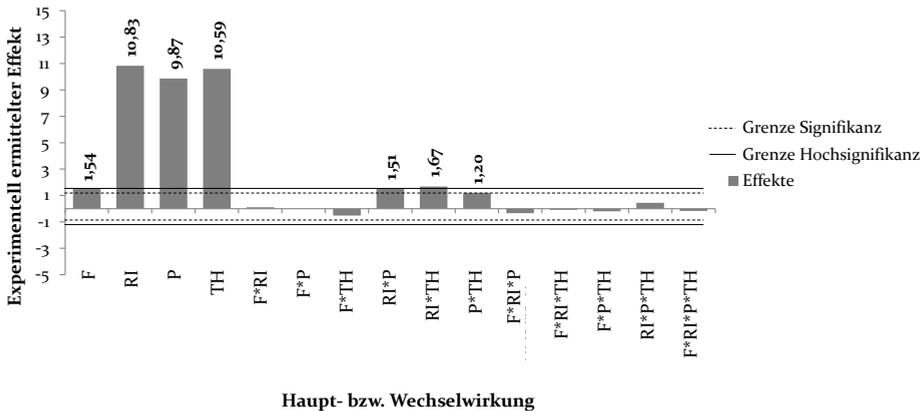


Bild 46: Statistisch relevante Einflüsse auf den Prozessenergieverbrauch [S10,S11,S12]

Entsprechend handelt es sich bei der Pumpe, die der Erzeugung des Hydraulikdruckes dient, ebenso um eine nicht zu vernachlässigende, parameterspezifische Verbrauchskomponente. Demnach ist die Gesamtenergie durch Addition dieser beiden Konsumenten E_{pumpe} und E_{Wirk} zu berechnen:

$$E_{Ges} = E_{pumpe} + E_{Wirk} \quad [J] \quad 3.23)$$

Analysiert man den Zusammenhang zwischen der eingestellten Presskraft und der zur Druckerzeugung benötigten Energie, so resultiert eine weitgehend proportionale Kennlinie. Ebenso besteht ein linearer Zusammenhang zwischen der elektrisch verbrauchten Wirkenergie und der Wechselwirkung der Parameter TH , RI und der Crimpeleistung P . Damit ist Formel 3.23 wie folgt darstellbar:

$$E_{Ges} = x_1 \cdot F + x_2 \cdot P \cdot TH \cdot RI \cdot a_{E,form} \cdot b_{E,mat} \quad [J] \quad 3.24)$$

Zusätzlich zu den Regressionskoeffizienten besitzt auch diese Relation die form- bzw. materialbezogenen Faktoren $a_{E,form}$ respektive $b_{E,mat}$, die die Veränderung des anlagenspezifischen Energieverbrauchs bei verschiedenen Crimpelektroden charakterisieren. Sie sind von Bedeutung, da die vorliegende Heißcrimpeanlage spannungskompensiert arbeitet und damit den unterschiedlichen Leitfähigkeiten der variierenden Werkzeuge Rechnung trägt. Werden die experimentell ermittelten Werte dieser Faktoren in Gleichung 3.24 eingesetzt und die Energieverbräuche aller 325 untersuchten Parametereinstellungen berechnet, resultiert ein Bestimmtheitsmaß von 99,3 %, eine mittlere Abweichung von 4,2 % und eine maximale Abweichung von 20,6 %. Bild 47 stellt die Genauigkeit des Energieprognosemodells dar.

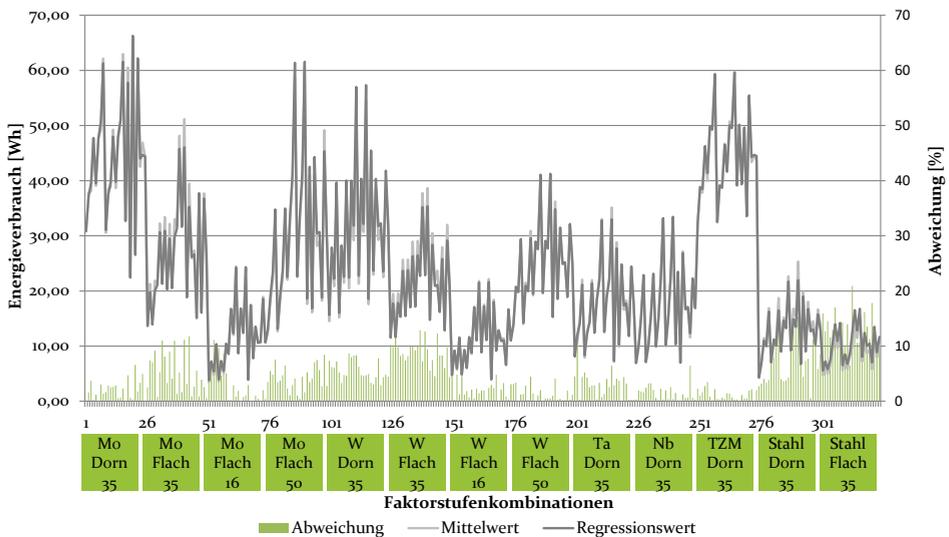


Bild 47: Genauigkeit des Ansatzes zur Beschreibung des Energiebedarfs [S10,S11,S12]

Der vorgestellte Ansatz bildet die realen Energieverbräuche exzellent ab. Allerdings weist auch dieses Modell, analog zu den Untersuchungen aus

Kapitel 3.2.2, eine verminderte Genauigkeit im Bereich der mit Stahlelektroden durchgeführten Teilversuchspläne auf. Zu begründen ist dies ebenfalls durch die geringe Wärmeleitfähigkeit sowie der hohen Verschleißanfälligkeit des verwendeten Stahls, die eine ständige Veränderung des Widerstands in der Prozesszone bedingen. Schließt man daher die stahlbezogenen Teilversuchspläne aus der Gesamtbetrachtung aus, resultiert ein Bestimmtheitsmaß von 99,4 %, eine mittlere Abweichung von 3,2 % und eine maximale Abweichung von 12,9 %.

Da das Energieprognosemodell keine Faktoren aufweist, die verbindungs-spezifisch bestimmt werden müssen, ist eine Übertragung des Ansatzes auf verschiedene Kabelschuhquerschnitte vollumfänglich möglich. Die Anwendung des Modells auf bisher noch nicht betrachtete Elektrodenwerkstoffe stellt hingegen eine Herausforderung dar.

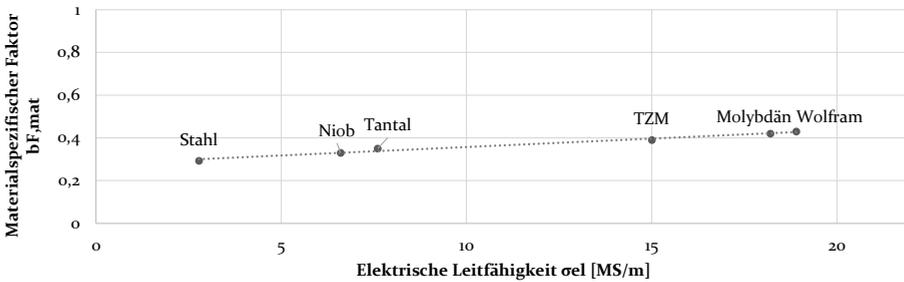


Bild 48: Zusammenhang zwischen der elektrischen Leitfähigkeit σ_{el} und b_{mat}

Hierzu ist die Kenntnis des jeweiligen, materialspezifischen Faktors $b_{F,mat}$ von Nöten. Aus diesem Grund werden die anhand des Regressionsansatzes ermittelten Faktoren in Relation zu den elektrischen Leitfähigkeitswerten der untersuchten Elektrodenwerkstoffe gesetzt. Dabei wird der in Bild 48 illustrierte Zusammenhang deutlich. Es wird ersichtlich, dass bei allen untersuchten Werkzeugmaterialien ein festes Verhältnis zwischen den elektrischen Eigenschaften und den zugehörigen Materialfaktoren existiert. Die resultierende, lineare Relation ist wie folgt zu beschreiben:

$$b_{E,mat} \approx 0,2779 + \sigma_{el} \cdot 0,0079 \quad [dimensionslos] \quad 3.25)$$

Die Nutzung dieser Formel erlaubt die Berechnung der Materialfaktoren von beliebigen Elektrodenwerkstoffen. Damit wird die Möglichkeit geschaffen, den Energieverbrauch der untersuchten Versuchsanlage, auch unter Nutzung von bisher nicht verwendeten Werkzeugmaterialien, vollumfänglich vorherzusagen. Eine Überprüfung der Allgemeingültigkeit des Energieprognosemodells erfolgt ebenfalls in Kapitel 3.4.

3.3.2 Ermittlung und Optimierung der Prozessstabilität und des Rüstaufwands

Da die Möglichkeit zur Berechnung des parameterbedingten Energieverbrauchs der untersuchten Heißcrimpanlage geschaffen ist, wird nachfolgend der elektrodenspezifische Verschleiß näher betrachtet. Zunächst wird dabei die Fragestellung untersucht, welche Auswirkungen mit dem zunehmenden Verschleißzustand eines Heißcrimpwerkzeugs einhergehen. Hierzu wird eine Stahlflachelektrode des Werkstoffs 1.2365 einem Langzeittest unterzogen, bei dem Kabelschuhe mit einer Querschnittsfläche von 35 mm^2 verarbeitet werden. Als Indikatoren des Verschleißes werden die Verringerung der axialen Elektrodenlänge sowie des Durchmessers der Elektrodenwirkfläche aufgrund von Deformation und Materialabtrag definiert. Die Quantifizierung dieser Größen erfolgt mit einem optischen Messsystem, dessen Messgenauigkeit auf $0,025 \text{ mm}$ bestimmt wird. Simultan erfolgt eine kontinuierliche Dokumentation der maximalen Prozesstemperatur sowie der Übergangswiderstände der resultierenden Probekörper. Bild 49 und Bild 50 verdeutlichen die derart gewonnenen Messdaten.

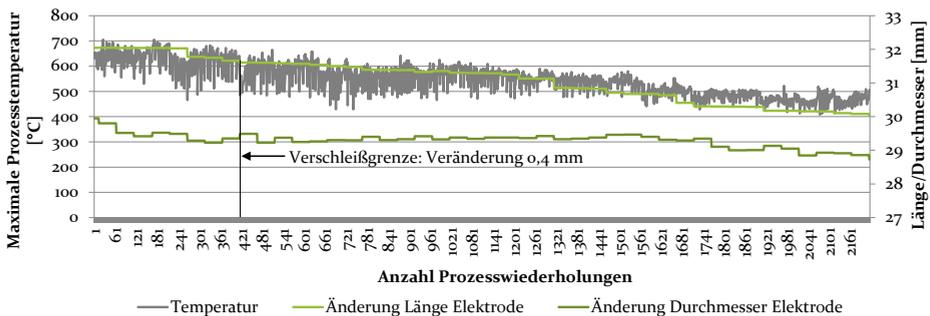


Bild 49: Reduktion der Prozesstemperatur bei steigendem Verschleiß [S13]

Die Analyse der abgebildeten Verläufe offenbart mehrere Zusammenhänge. Zunächst ist zu erkennen, dass das untersuchte Elektrodenpaar sowohl axial als auch radial abgetragen wird. Die resultierende Abnahme der Kontaktfläche zwischen den Elektroden und den zu kontaktierenden Kabelschuhen führt zu einer Vergrößerung des Übergangswiderstands der Komponenten in der Prozesszone. Da die vorliegende Anlage den Einstellungen des marktüblichen, spannungskompensierten Modus unterliegt, bedingt dies eine Verringerung der Stromstärke. In der Folge reduzieren sich die in der Prozesszone umgesetzte elektrische Leistung und damit die Elektrodentemperatur.

Da die gewählten Anfangsparameter, mit einer Temperatur von 650 °C bei einer Prozesszeit von 6,4 s für das vorliegende Isolationsmaterial äußerst robust gewählt sind (siehe Bild 80), wirkt sich dieser Effekt zunächst nicht auf die elektrischen Übergangswiderstände der hergestellten Proben aus. Erst bei Unterschreiten einer Elektrodentemperatur von 500 °C resultieren Schwankungen der Übergangswiderstände, die sich zunehmend manifestieren. Entsprechend sind diese Grenztemperatur und der zugehörige Elektrodenverschleißzustand als Charakteristika der maximalen Werkzeugstandzeit zu definieren.

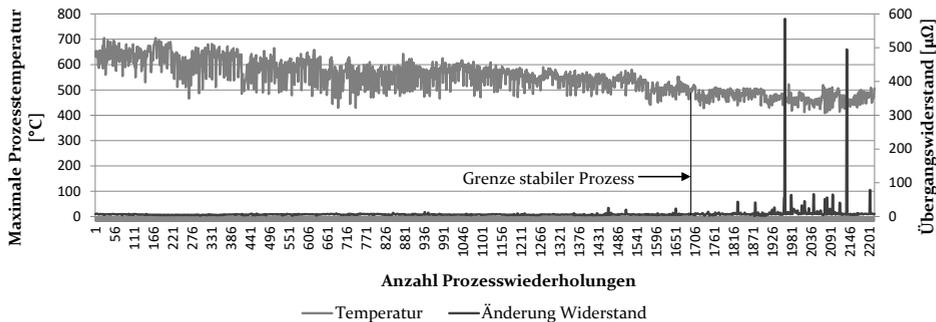


Bild 50: Anstieg des Übergangswiderstands bei abnehmender Temperatur [S13]

Anhand der Kurven ist abzuleiten, dass es sich beim Werkzeugverschleiß um eine Störgröße handelt, die sich negativ auf die Verbindungsqualität auswirkt. Aus diesem Grund werden in der industriellen Praxis in regelmäßigen Abständen Instandhaltungsintervalle durchgeführt, innerhalb derer ein Austausch der Elektroden erfolgt. Da allerdings die durchschnittliche Standzeit der eingesetzten Werkzeuge auf wenige Tausend Prozesswiederholungen begrenzt ist, stellt die quantitative Beschreibung des Verschleißzustands verschiedener Elektroden in Abhängigkeit der eingesetzten Druck- und Temperaturbelastungen eine wertvolle Ergänzung des ganzheitlichen Optimierungsansatzes dar. Zunächst wird jedoch anhand einer qualitativen Analyse untersucht, welche der bisher betrachteten Heißcrimpwerkzeuge tatsächlich für einen industriellen Einsatz geeignet erscheinen. Hierzu wird der Zustand aller Elektroden vor ihrer Nutzung sowie nach 500 identischen Prozessen verglichen. Die hierdurch resultierenden Verschleißbilder sind in Bild 51 aufgezeigt.

Grundsätzlich ist zu erkennen, dass die untersuchten Elektrodenpaare durch mehrere unterschiedliche Verschleißarten geschädigt werden. Ein dominierender Mechanismus hierbei ist die tribochemische Oxidation. Die aus der Bestromung und den eingebrachten mechanischen Belastungen resultierenden Prozesstemperaturen aktivieren die Oberflächen der

Elektroden, wodurch die Oxidation der Grundwerkstoffe bedingt wird [101]. Die entstehenden Oxidschichten wachsen bis zu einer bestimmten kritischen Schichtstärke an und brechen anschließend spröde auf. Ursächlich hierfür ist ein weiterer Mechanismus, die Oberflächenzerrüttung. Durch die thermisch und mechanisch eingetragenen, schwellenden Belastungen werden Versetzungen aktiviert, die sich aufstauen und schlussendlich die Bildung von Mikrorissen sowie plastischen Verformungen induzieren [101].



Bild 51: Abgleich des Verschleißes variierender Heißcrimpelektroden [S14,S15,S16,S17,S18]

Neben den beiden genannten Verschleißmechanismen neigt der betrachtete Stahl zusätzlich zur Adhäsion, wodurch die Gefahr resultiert, dass die verzinnnten Kabelschuhe an den Elektroden anhaften. Aus der nachfolgenden

Trennung des Kabelschuhs von den Elektroden resultieren ebenfalls Risse an der Wirkfläche [101]. Besonders deutlich wird dies am Zustand des Stempels der Stahldornelektrode. Die ursprünglich vorhandene konvexe Geometrie zeigt aufgrund von Materialabtrag und plastischen Verformungen erhebliche Veränderungen. Die Wirkgeometrie zeigt sich verbreitert und abgeflacht. Die zugehörige Oberfläche ist merklich zerklüftet. Gleichzeitig weist der Amboss dieses Elektrodenpaares kaum Verschleißerscheinungen auf. Diese Ergebnisse gehen einher mit der in Kapitel 4.2 aufgezeigten Wärmeverteilung, die den Dorn als Ort des größten Hitzestaus ausweist. Die dort auftretende, übermäßig starke Erwärmung führt außerdem dazu, dass bei allen untersuchten Werkstoffen das Verschleißverhalten der Flachelektroden lediglich in abgeschwächter Form gegenüber der Dorngeometrie auftritt.

Stellt man die einzelnen Werkzeugwerkstoffe gegenüber, so erweisen sich die verbleibenden Materialien als deutlich standfester, obwohl die beschriebenen Verschleißmechanismen auch hier zu verzeichnen sind. Entsprechend gehen alle Werkstoffe mit der Bildung von Oxidschichten einher, die insbesondere bei den Dornelektrodenpaaren deutlich sichtbar sind. So bildet sich bei Tantal eine weiß-gräuliche Tantalpentoxidschicht. Auch Niob reagiert unter Prozessbedingungen zu weißem Niob(V)-oxid. Beide Reaktionsprodukte sind dadurch geprägt, dass sie eine gegenüber den Ausgangsmetallen merkliche Adhäsionsneigung aufweisen [102]. In der Folge legieren die hergestellten Kabelschuhverbindungen zunehmend an die Crimpelektroden, wodurch bei intensivem Gebrauch Mikrorisse induziert werden.

Das industriell eingesetzte Molybdän geht mit einer vergleichbaren Verschleißgeschwindigkeit einher, wie die Pendants aus Niob und Tantal. Abweichend zu diesen Werkstoffen bildet es jedoch das braun bzw. lila gefärbte Molybdändioxid, das nicht zur Adhäsion neigt. Das damit verbundene Hauptverschleißcharakteristikum ist die plastische Verformung der Wirkfläche aufgrund der schwellenden mechanischen und thermischen Belastungen. Der geringste Verschleiß aller Elektroden ist bei der Wolframlegierung zu verzeichnen. Da auch Wolfram bei Temperaturen über 500 °C oxidiert, weisen die zugehörigen Elektroden ebenfalls gräulich-schwarze Anlauffarben auf. Jedoch bleiben sowohl die geometrische Form als auch die Oberflächenrauheit der Elektroden während der Voruntersuchungen unverändert.

Da nun die grundsätzlichen Verschleißmechanismen der untersuchten Elektroden bekannt sind und eine qualitative Einordnung der Verschleißgeschwindigkeit der variierenden Werkstoffe und Formen erarbeitet ist, erfolgt im nächsten Schritt die analytische Abbildung des Verschleißverhaltens. Analog zu den bisherigen Zielgrößen sind hierzu eine Definition des zentralen verschleißbeschreibenden Kennwertes, sowie ein Versuchsdesign zu entwickeln. Weiterhin sind die zu untersuchenden Einflussgrößen und die zugehörigen Faktorstufenkombinationen zu definieren. Anschließend erfolgt eine Analyse der gewonnenen Daten mittels Adaption der beschriebenen Datenaufbereitungsmethodik.

Zunächst ist die den Verschleiß beschreibende Kenngröße einschließlich des zugehörigen Abbruchkriteriums zu bestimmen. Grundsätzlich sind hierbei die Änderung der axialen Elektrodenlänge aufgrund von Materialabtrag, die Veränderung der Elektrodenquerschnittsfläche an der Kontaktstelle zum Kabelschuh sowie die Änderung der Oberflächenrauheit in der Wirkfläche näher zu betrachten. Jedoch zeigen die Ergebnisse der Langzeituntersuchung aus Bild 49, dass die Veränderung der Elektrodentemperatur und der axialen Elektrodenlänge einem weitgehend linearen Verlauf folgt. Dies drückt sich in einem Bestimmtheitsmaß zwischen beiden Verlaufskurven von 72,8 % aus. Hiervon abweichend zeigt die gemessene Veränderung der Querschnittsform über eine Vielzahl an Versuchen hinweg keine merkliche Veränderung, so dass diese Größe lediglich mit einem Bestimmtheitsmaß von 39,6 % mit der Temperaturverlaufskurve korreliert. Ebenso ist aus den quantifizierten Oberflächenrauheitswerten kein eindeutiger Trend erkennbar. Aus diesem Grund wird die Längenänderung als zentrales Verschleißkriterium definiert. Als Abbruchkriterium dient hierbei ein axialer Abtrag von 0,4 mm. Er wird festgelegt, um die Anzahl der durchzuführenden Prozesswiederholungen in einem vertretbaren Niveau zu halten. Gleichzeitig verdeutlicht der gemessene Verlauf, dass bei der Stahlflachelektrode ab dieser Grenze ein annähernd lineares Verschleißverhalten vorliegt.

Die Umsetzung der Versuchsreihen erfolgt im Korsett eines vollfaktoriellen Designs. Durch den Verzicht auf die Sternpunkte des zentral zusammengesetzten Versuchsplans wird der Versuchsaufwand reduziert, ohne dass auf eine Berechnung der Haupt- und Nebeneffekte verzichtet werden muss. Weiterhin ist aufgrund der in Kapitel 3.2 durchgeführten Versuche der signifikante Einfluss der Parameter des Elektrodendrucks, der Prozesszeit und der Stärke der eingetragenen elektrischen Leistung bekannt. Während der erste Parameter direkt in den Versuchsplan aufgenommen wird, handelt es sich beim zweiten Parameter um eine Kombination der Iterationsanzahl RI

und der Pulszeit TH . Ebenso fließt die Prozessleistung lediglich indirekt in den Versuchsplan ein. Anstatt dessen wird die maximale Prozesstemperatur als verbleibender Faktor definiert. Auf diese Weise wird der Verschleiß unterschiedlicher Elektroden in Abhängigkeit von identischen mechanischen und thermischen Belastungen beschrieben, so dass eine unmittelbare Vergleichbarkeit des Materialabtrags der Werkzeuge bei variierenden Einstellungen gegeben ist. Gleichzeitig ist jedoch eine werkzeugspezifische Umrechnung der geforderten Prozesstemperatur in die hierfür benötigte Stromstärke möglich. Aus diesem Grund eignen sich die nachfolgend erarbeiteten Gleichungen ebenso zur Eingliederung in das Konzept der ganzheitlichen Optimierung. Auf diesen Vorüberlegungen basierend wird das verschleißbezogene Versuchsdesign entsprechend Tabelle 10 definiert.

Tabelle 10: Versuchsdesign zur Ermittlung des werkzeugbezogenen Verschleißes

Einstellung	Druck [N/mm ²]	Zeit [s]	Temperatur [°C]	P _{Wirk} (TZM)	P _{Wirk} (Mo)	P _{Wirk} (W)
1	20	4	500	9	10	9
2	60	4	500	17,9	17,1	13,7
3	20	6	500	9	10	9
4	60	6	500	17,9	16,4	12,4
5	20	4	700	29,8	27,9	26,1
6	60	4	700	39,1	38	29,8
7	20	6	700	25,2	25,2	21
8	60	6	700	32,7	32,7	24,3

Beim Versuchsdesign ist anzumerken, dass die Quantifizierung des Verschleißes ein material- und kostentreibender Prozess ist. Gleichzeitig wird jedoch das Ziel verfolgt, die Parameterkombinationen zu identifizieren, die mit einem minimalen Abtrag einhergehen. Aus diesem Grund wird sich bei der Elektrodenwahl auf die Flachform beschränkt, da die Voruntersuchungen die Überlegenheit dieses Werkzeugtyps belegen. Hinsichtlich der Werkstoffwahl werden die Materialien Molybdän, Wolfram sowie das industriell eingesetzte TZM näher beleuchtet. Bei den bisher betrachteten Materialien Tantal und Niob deuten die Voruntersuchungen darauf hin, dass sie keine merkliche Erhöhung der Standzeit ermöglichen. In Kombination mit dem erheblich höheren Grundpreis dieser Materialien ist daher ein wirtschaftlicher Einsatz als Heißscrimppwerkstoff unwahrscheinlich.

Entsprechend wird bei diesen Werkstoffen ebenso wie beim Stahl vom Typ 1.2365 auf eine mathematische Beschreibung des Verschleißverhaltens verzichtet. Abschließend ist die Art der zu kontaktierenden Probekörper zu definieren, die den gewünschten Verschleiß hervorruft. Hierbei werden erneut Kabelschuhe mit einer Querschnittsfläche von 35 mm^2 eingesetzt, die vollständig mit Drähten der Stärke $1,0 \text{ mm}$ gefüllt sind.

Da das Versuchsdesign erläutert ist, gilt es die zugehörigen Ergebnisse statistisch auszuwerten. Der erste Schritt zur mathematischen Beschreibung ist, analog zur Vorgehensweise bei den bisherigen Heißsrimpzielgrößen, die Analyse der auftretenden Effekte. Einschränkend ist in diesem Zusammenhang jedoch anzumerken, dass jede definierte Faktorstufenkombination lediglich einmalig durchgeführt wird. Der damit einhergehende Versuchsumfang übersteigt eine Anzahl von 16.000 Probekörpern. Damit ist eine mehrmalige Wiederholung der Einstellungen aufgrund des einhergehenden zeitlichen und monetären Aufwands nicht darstellbar. Da jedoch zur Bestimmung der Signifikanzniveaus die jeweilige Standardabweichung der Zielgrößenausprägungen benötigt wird, werden nachfolgend lediglich die Effekte veranschaulicht. Eine Bewertung der statistischen Signifikanz entfällt hingegen.

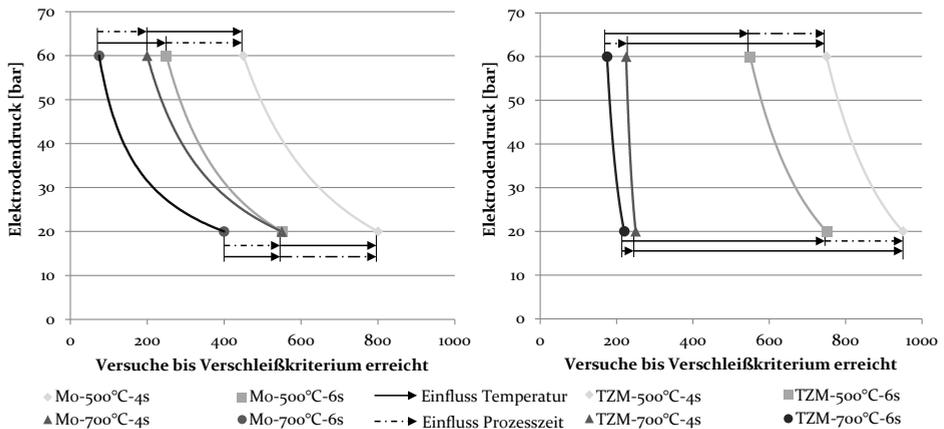


Bild 52: Elektrodenverschleißfaktoren von Molybdän(links) und TZM(rechts)

Zunächst erfolgt eine Interpretation des Verschleißverhaltens der Elektroden aus Molybdän und TZM. Bild 52 zeigt – in Abhängigkeit der untersuchten Eingangsgrößen – die Anzahl der durchgeführten Versuche auf, die benötigt werden, um das definierte Abbruchkriterium von $0,4 \text{ mm}$ zu erreichen. Betrachtet man das linke Schaubild der Abbildung, wird der

degressiv fallende Verlauf des Molybdänelektrodenverschleißes bei Veränderung des Prozessdrucks deutlich. Eine Variation dieses Parameters im untersuchten Bereich zwischen 20 und 60 N/mm² wirkt sich erheblich auf die Verschleißgeschwindigkeit der Molybdänelektrode aus. Hierbei liegt ein Verhalten vor, dass weitgehend unabhängig von den verbleibenden Parametern zu beobachten ist. Folglich wird durch eine Veränderung der Prozesszeit respektive der Prozesstemperatur der ursprüngliche Kurvenverlauf axial verschoben. Die Krümmung der Kurve bleibt hingegen erhalten.

Kumuliert man die gewonnenen Informationen und betrachtet zusätzlich das entstehende Verschleißbild aus Bild 53, wird ersichtlich, dass die Veränderung der Wirkfläche primär auf eine plastische Verformung der Elektrode zurückzuführen ist. Da dieser Mechanismus von allen drei betrachteten Eingangsgrößen beschleunigt wird, ist zu erklären wieso jede einzelne Veränderung des Versuchsplans eine merkliche Reduzierung der Standzeit bedingt.

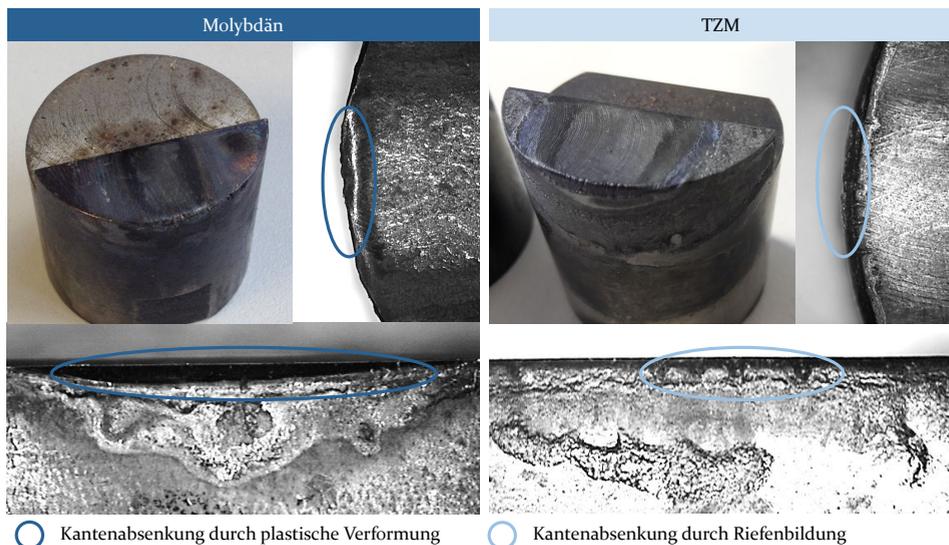


Bild 53: Primäre Verschleißmechanismen der untersuchten Elektroden

Nutzt man die vorgestellte Methodik der Datenanalyse, so ist folgende Gleichung zur Beschreibung des Verschleißverhaltens der Molybdänelektrode abzuleiten:

$$N_{\text{Abbruch,Mo}} = x_1 + x_2 \cdot \ln(T) + x_3 \cdot \ln(p) + x_4 \cdot \ln(t) \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.26)$$

Führt man eine zugehörige Regressionsanalyse zur Bestimmung der Koeffizienten x_1 , x_2 , x_3 und x_4 durch, so wird die Abbildungsgenauigkeit des Modells deutlich. Dabei korrelieren die acht Ausprägungen der rechnerisch ermittelten und gemessenen Werte mit einem Bestimmtheitsmaß von 98,8 %. Die zugehörige mittlere Abweichung beträgt 8,0 %, der maximale Abbildungsfehler stellt sich auf 33,0 % ein. Eine detaillierte Auflistung der Ergebnisse aller Faktorstufenkombinationen ist in Bild 54 illustriert.

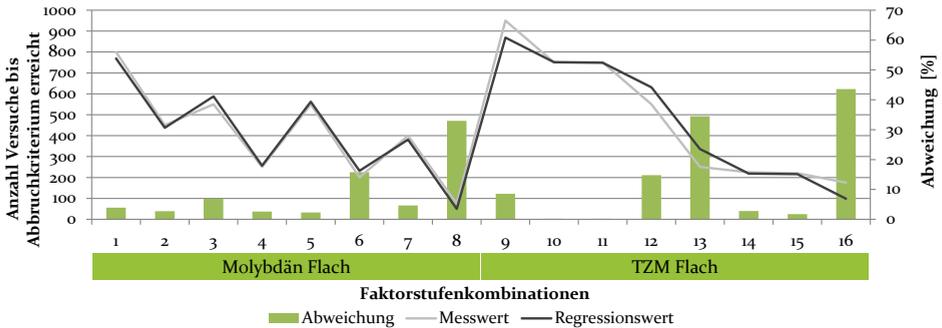


Bild 54: Abbildungsgenauigkeit der Verschleißprognosefunktion

Hierbei wird ersichtlich, dass es sich bei der Faktorstufenkombination, die mit der stärksten auftretenden prozentualen Abweichung einhergeht, um die Extremwerteinstellung mit der Versuchsnummer acht handelt. Da bei dieser Parameterkombination die ungünstigsten Prozessbedingungen herrschen, tritt das Abbruchkriterium bereits bei 75 Prozesswiederholungen auf. Gleichzeitig wird jedoch die Elektrodenkontur lediglich nach jedem zehnten Prozess gemessen, wodurch die Messgenauigkeit bei diesen Einstellungen deutlich reduziert wird. Hierdurch ist die punktuell starke Abweichung zu erklären. Insgesamt gesehen bildet der definierte mathematische Zusammenhang jedoch die gemessenen Materialabtragraten in hoher Güte ab. Deshalb wird im nächsten Schritt das Verschleißverhalten der TZM-Flachelektroden untersucht. Auch bei dieser Elektrode sind die auftretenden Effekte in Bild 52 illustriert. Vergleicht man die Verschleißkurven beider Werkstoffe wird ersichtlich, dass die eingezeichneten Verläufe bei einer Prozesstemperatur von 500 °C mit einer zu Molybdän vergleichbaren Krümmung einhergehen. Insofern liegt bei derartigen Prozessbedingungen ein analoges Verschleißverhalten vor. Hier führen die eingetragenen, kumulierten mechanischen und thermischen Belastungen schlussendlich zur plastischen Verformung der Elektrodenkonturen. Allerdings erweist sich TZM bei diesen Temperaturen als deutlich wider-

standsfähiger, wodurch zwischen 19 und 36 Prozent mehr Prozesswiederholungen durchgeführt werden können, bis das Verschleißkriterium erreicht wird.

Bei einer Prozesstemperatur von 700 °C verändert sich jedoch das Verschleißverhalten. Hier wirkt sich ein veränderter Prozessdruck ebenso wie die Prozesszeit in erheblich abgeschwächter Form auf den axialen Materialabtrag aus. Insofern ist bei diesen Prozessbedingungen ein weiterer Verschleißmechanismus zu berücksichtigen. Durch Analyse von Bild 53 wird ersichtlich, dass der Materialabtrag ebenso auf die Bildung von Rissen und Abplatzungen an der Elektrodenkante zurückzuführen ist. Da derartige Sprödbrüche durch die Bildung von Oxidschichten begründet sind, ist zu folgern, dass TZM bei entsprechenden Prozessbedingungen mit einer gegenüber Molybdän merklich vergrößerten Neigung zur Reaktion mit Luftsauerstoff einhergeht. Hierdurch erweist sich das grundsätzlich robustere Material bei geringen Drücken und hohen Prozesstemperaturen als nachteilig gegenüber seinem Pendant aus Molybdän.

Zur Veranschaulichung dieser Zusammenhänge ist die Differenzfunktion beider Werkzeuge zu ermitteln. Hierzu sind jedoch zunächst auch die bestimmten Verschleißzustände der TZM-Elektrode mathematisch abzubilden. Führt man eine zugehörige Regressionsanalyse durch, so erweist sich auch für dieses Material das Modell aus Gleichung 3.26 als valide. Unter der Prämisse, dass die Regressionskoeffizienten x_1 , x_2 , x_3 und x_4 spezifisch für TZM berechnet werden, erreicht dieser Ansatz ein Bestimmtheitsmaß von 95,9 %, eine mittlere Abweichung von 11,8 % und eine Maximalabweichung von 43,6 %. Eine detaillierte Auflistung der rechnerisch und messtechnisch ermittelten Ergebnisse ist in Bild 54 vorgenommen. Analog zu den Ergebnissen der Molybdänelektrode fällt auch bei den TZM-bezogenen Untersuchungen der größte Abbildungsfehler bei den Extremwerteinstellungen an. Dies ist ebenfalls durch die reduzierte Messgenauigkeit zu begründen, die mit dieser Faktorstufenkombination aufgrund der geringen Anzahl an Prozesswiederholungen einhergeht. Insgesamt gesehen wird jedoch auch der parameterbedingte Materialabtrag der TZM-Elektrode adäquat beschrieben.

Da das Verschleißverhalten beider Elektroden mathematisch abgebildet ist, werden die zugehörigen Gleichungen genutzt, um die Differenzfunktion zu berechnen. Diese erlaubt eine konkrete Aussage darüber, unter welchen Bedingungen welche der beiden Elektroden als vorteilhaft hinsichtlich des Verschleißverhaltens einzuordnen ist. Bild 55 enthält eine grafische Veranschaulichung dieser Differenzfunktion. Sie wird durch

Subtraktion der jeweiligen Verschleißgleichungen gewonnen. In der dargestellten Graphik erscheinen diejenigen Prozessfenster, in denen Molybdän einen geringeren Verschleiß aufweist, als positiv. Die verbleibenden Prozessfenster, die TZM als verschleißfester berechnen, werden hingegen als negativ ausgewiesen. Da die Graphik zudem lediglich in der Lage ist, die Zielgröße und zwei Eingangsparameter zu veranschaulichen, wird die Differenzfunktion anhand von drei Ebenen dargestellt. Hierbei entspricht jede Ebene dem parameterabhängigen Verhalten bei einer bestimmten konstanten Prozesszeit von vier, fünf bzw. sechs Sekunden.

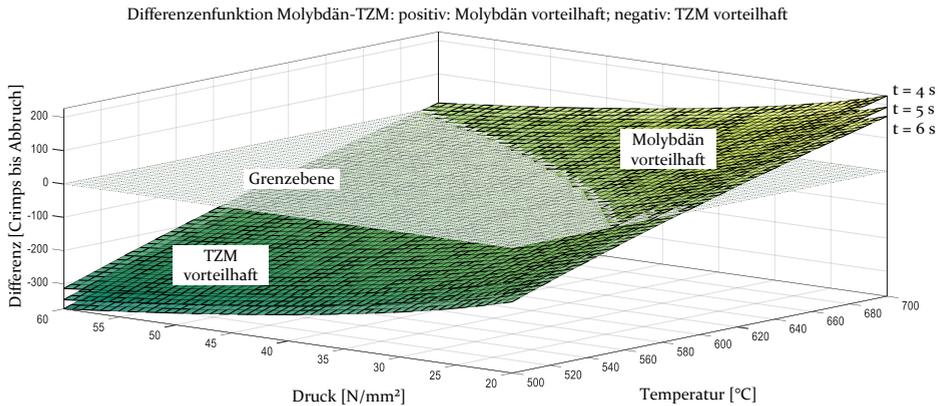


Bild 55: Differenzverschleißfunktion der untersuchten Flachelektroden [S4]

Die Differenzfunktion verstetigt die bereits qualitativ getroffenen Aussagen. Hierbei geht die TZM-Elektrode bei Prozesstemperaturen unter 600 °C aufgrund der nur geringfügig auftretenden plastischen Verformungen mit einer geringeren Kantensenkung als das Pendant aus Molybdän einher. Bei noch höheren Prozesstemperaturen und der daraus resultierenden, oxidationsbedingten Versprödung der TZM-Legierung erweist sich die Standzeit des Molybdänwerkzeugs hingegen als überlegen. Damit stellt die Differenzfunktion ein wertvolles Hilfsmittel dar, um den idealen Elektrodenwerkstoff für einen bestimmten Prozessparametersatz auszuwählen. Entsprechend ist sie auf weitere Werkzeugwerkstoffe zu übertragen.

Hierzu wird das Verschleißverhalten der Wolframflachelektrode erforscht. Um den Versuchsaufwand zu bestimmen, der bei der Übertragung des vollfaktoriellen Versuchsplans auf dieses Werkzeug entsteht, wird die Elektrode zunächst der positiven Extremwerteinstellung ausgesetzt. Während die Werkzeuge aus TZM und Molybdän unter vergleichbaren Bedingungen bereits nach weniger als 200 Versuchen das Abbruchkriterium erreichen, ist bei der Wolframelektrode selbst nach 4500 Prozesswiederholungen

keine merkliche geometrische Veränderung der Prozessfläche zu verzeichnen. Dies ist in Bild 56 veranschaulicht.

Trotz der erheblichen Belastungen zeigt die Elektrode lediglich marginale Ausbrüche an der Kante der Wirkfläche. Die hierbei auftretenden geometrischen Veränderungen befinden sich jedoch im Bereich der Messunsicherheit des verwendeten Messsystems. Als Ursache für die marginalen Ausbrüche ist ebenfalls die Bildung von Oxidschichten zu sehen, die eine Versprödung der Oberfläche bedingen.

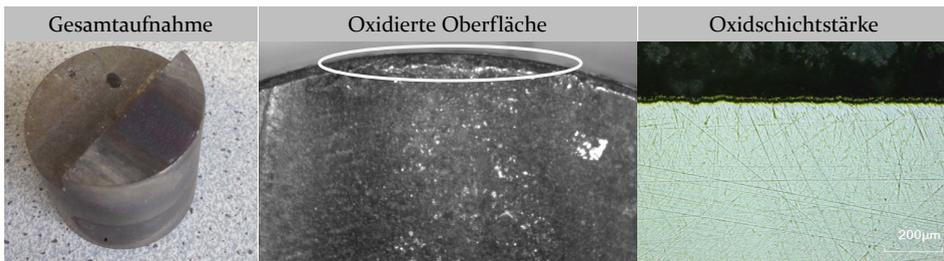


Bild 56: Verschleißzustand der Wolframelektrode nach 4500 Versuchen [Si8]

Allerdings zeigt das Schlibbild der rechten Graphik aus Bild 56 ebenso, dass die gebildete Oxidschicht eine Stärke von nur wenigen μm aufweist. Hierdurch resultiert keine merkliche Beeinträchtigung der Prozessfähigkeit der Elektrode. Da also selbst unter ungünstigen Bedingungen und einer Vielzahl an Versuchen keine messbare Veränderung der Wirkflächen auftritt, wird der Versuchsplan zur Bestimmung des Elektrodenverschleißes des Wolframflachwerkzeugs abgebrochen.

Aufgrund der überlegenen Standzeiten und der damit einhergehenden Prozessstabilität ist das Material Wolfram daher als Elektrodenwerkstoff zu präferieren. Hierbei ist zu bedenken, dass keine Gleichung zur Quantifizierung des parameterbedingten Verschleißes dieser Elektrode erarbeitet worden ist. Insofern kann bei Verwendung dieser Elektrode keine dedizierte Optimierung des Verschleißes im Zuge von Kapitel 6.1 durchgeführt werden. Allerdings sind die gewonnenen Kenntnisse aus den Verschleißgleichungen der verbleibenden Flachwerkzeuge zu übertragen. Wird daher die in der Prozesszone umgesetzte Energie minimiert, führt dies gleichermaßen zu einer Maximierung der Werkzeugstandzeiten.

3.4 Validierung des hybriden Regressionsansatzes

Mit der mathematischen Betrachtung des Elektrodenverschleißes sind alle wesentlichen Prozess- und Produktmerkmale der Heißscrimptechnologie

mit einer entsprechenden Funktion hinterlegt. Folglich ist die Methodik des hybridanalytischen Regressionsansatzes abschließend beschrieben. Deshalb werden die erarbeiteten Wirkzusammenhänge in nachfolgendem Unterkapitel validiert.

Um die Grenzen der Übertragbarkeit des Gleichungssystems auf beliebige neue Prozessparameter aufzudecken, finden die vorgestellten Formeln sukzessive in neuen, bisher unbekanntem Datensätzen Anwendung. Im Zuge dessen wird einem ersten Schritt überprüft, ob die identifizierten Form- und Materialfaktoren auf bisher unerforschte Elektroden transferiert werden können. Nachgewiesen wird dies am Beispiel von Flachelektroden aus Niob und Tantal. Für beide Werkstoffe existieren aufgrund der Untersuchungen zu der konkurrierenden Dornelektrodenform bereits Material- und Formfaktoren. Entsprechend ist durch die Kombination dieser Werte mit dem ebenfalls bereits bekannten flachelektrodenbezogenen Formfaktor eine Vorhersage aller wesentlichen Zielgrößen möglich. Deshalb wird ein weiterer Teilversuchsplan angelegt, der für beide neuen Elektroden eine Vielzahl an anlagenbezogenen Parametereinstellungen abdeckt. Anschließend wird ein Vergleich zwischen den für den Teilversuchsplan vorhergesagten Zielgrößenausprägungen und den tatsächlich gemessenen Werten durchgeführt.

Im zweiten Validierungsexperiment wird die Übertragbarkeit auf neue Kabelschuhquerschnitte analysiert. Hierzu sind die jeweiligen, verbindungsabhängigen Querschnittsfaktoren zu bestimmen und in die entwickelten Berechnungsformeln einzusetzen. Betrachtet werden hierbei Kabelschuhe mit den Nominalquerschnittsflächen von 10 mm^2 sowie 25 mm^2 , die vollständig mit den bisher untersuchten Kupferlackdrähten gefüllt sind. Die zugehörigen Kontaktierungsvorgänge werden mit Flachelektroden aus Wolfram durchgeführt. Auch bei diesem Experiment erfolgt die Validierung durch Analyse der Abweichungen der realen Teilversuchsplanergebnisse von den berechneten Zielgrößenausprägungen.

Das dritte Validierungsexperiment wird genutzt, um den bisher nicht analysierten Einfluss des Drahtdurchmessers zu quantifizieren. Zu diesem Zweck werden Kabelschuhe der Querschnittsfläche 35 mm^2 vollständig mit Drähten der Stärke $0,8 \text{ mm}$ gefüllt. Der folgende Heißschrumpprozess wird mit Molybdän- und Wolframflachelektroden ausgeführt. Abschließend folgt auch hier ein Abgleich der berechneten und experimentell ermittelten Zielgrößenausprägungen.

3.4.1 Validierung der Kontaktierungsfunktion

Als erste Zielgröße ist die Kontaktierungsfunktion näher zu beleuchten. Bild 57 illustriert die Genauigkeit der Berechnungsformel über alle drei Validierungsexperimente hinweg. Hierbei stellt der erste Graph die Ergebnisse dar, die bei der Prognose der Kontaktierungsquote der Niob- und Tantalflachelektroden auftreten. Über beide Elektroden hinweg werden ein Bestimmtheitsmaß von 65,0 %, eine mittlere Abweichung von 3,5 % und eine maximale Abweichung von 21,3 % erreicht. Da jedoch insgesamt aus nur sieben Parametereinstellungen nicht vollständig kontaktierte Proben resultieren, ist die Aussagekraft dieser Kennwerte beschränkt. Deshalb wird untersucht, wie realitätsnah vollkontaktierte Proben erkannt werden.

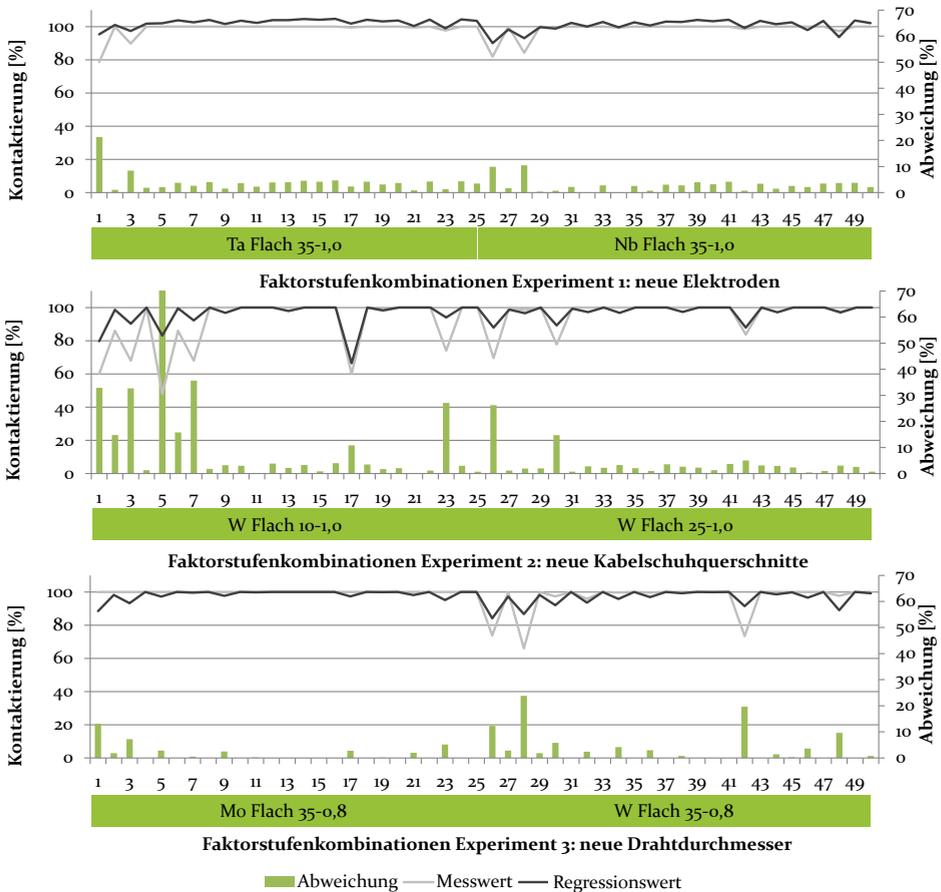


Bild 57: Validierung der Funktion zur Berechnung der Kontaktierungsquote [S19,S20,S21]

Hierbei ist zu konstatieren, dass die Kontaktierungsfunktion alle Proben, die mit einer Entlackungsquote unter 100 % einhergehen, auch als nicht vollkontaktiert ausweist. Untersucht man weiterhin die verbleibenden 43 vollständig entlackten Parametereinstellungen, berechnet die Funktion eine minimale Kontaktierungsquote von 97,9 %. Damit findet eine geringfügige Unterschätzung der Kontaktierung statt, die mit umgerechnet 0,8 Drähten als zufriedenstellend anzusehen ist. Insofern erfüllt, bezogen auf das erste Validierungsexperiment, diese Prognosebeziehung, die ihr obliegende Aufgabe zur Erkennung von vollkontaktierten Proben.

Daher wird im zweiten Experiment die Übertragbarkeit der Kontaktierungsfunktion auf weitere Kabelschuhquerschnitte validiert. Der zugehörige Graph verdeutlicht die Präzision der rechnerisch bestimmten Werte. Die Kontaktierungsquote der Teilversuchspläne beider betrachteten Verbindungen wird mit einem Bestimmtheitsmaß von 74,0 % und einer mittleren Abweichung von 7,4 % abgebildet. Hierbei treten auch bei diesem Validierungsexperiment die größten Abweichungen auf, wenn Parametereinstellungen gewählt werden, die qualitativ minderwertige Probekörper produzieren. Entsprechend große Vorhersagefehler von bis zu 73,2 % des Messwerts resultieren zudem insbesondere bei den Kabelschuhen mit einem Querschnitt von 10 mm². Hierfür sind zwei Gründe anzubringen. Zunächst wirkt sich bei diesen Verbindungen der bereits in Kapitel 3.2.1 beschriebene Effekt des nicht reproduzierbaren, manuellen Einlegevorgangs verstärkt aus. Gleichzeitig besitzt diese Verbindung lediglich zehn Einzeldrähte, so dass bereits ein nicht kontaktierter Draht eine prozentuale Abweichung von zehn Prozent bewirkt. Trotz der hohen maximalen Abweichung werden jedoch alle 14 Parametereinstellungen, die lediglich unvollständig kontaktierten Probekörper hervorrufen, sicher erkannt. Damit unterstreichen die Ergebnisse des zweiten Validierungsexperiments ebenso die Funktionalität der Kontaktierungsfunktion.

Folglich wird abschließend untersucht, wie der dargestellte Ansatz bei variierenden Drahtstärken zu adaptieren ist. Da die Veränderung der Drahtdurchmesser unter der Prämisse eines festen Kabelschuhfüllgrads mit einer Anpassung der Drahtanzahl einhergeht, ist auch bei dieser Untersuchung der Faktor $c_{H,quer}$ neu zu ermitteln. Unter Nutzung der zugehörigen Formel 3.14 errechnet er sich für das vorliegende Bündel aus 56 Drähten der Stärke 0,8 mm zu einem Wert von 1,14. Wird dieser Wert in Formel 5.13 eingesetzt, so ergibt sich der im letzten Graphen von Bild 57 illustrierte Verlauf. Er ist gekennzeichnet durch ein Bestimmtheitsmaß von 50,8 %, einer mittleren Abweichung von 2,6 % und einer maximalen Abweichung von 23,8 %. Obwohl auch bei diesen Versuchsplänen die größten Abweichungen bei

nicht vollkontaktierten Proben auftreten, werden die zugehörigen Parametereinstellungen erneut zuverlässig erkannt und als ungeeignet ausgewiesen. So wird für jede der entsprechenden acht Parametereinstellungen eine Kontaktierungsquote von unter 100 % berechnet. Insgesamt gesehen eignet sich die entwickelte Funktion somit, um das Spektrum an potentiellen Parametereinstellungen abzustecken, anhand derer bestimmte Verbindungen mit geeigneten elektrischen Eigenschaften herzustellen sind.

3.4.2 Validierung der Widerstandsberechnungsfunktion

Um jedoch die elektrischen Eigenschaften im Detail zu optimieren, ist eine weitergehende Analyse notwendig, die sich auf die Zielgröße des Übergangswiderstands konzentriert. Die zugehörige Prognosefunktion wird nachfolgend validiert.

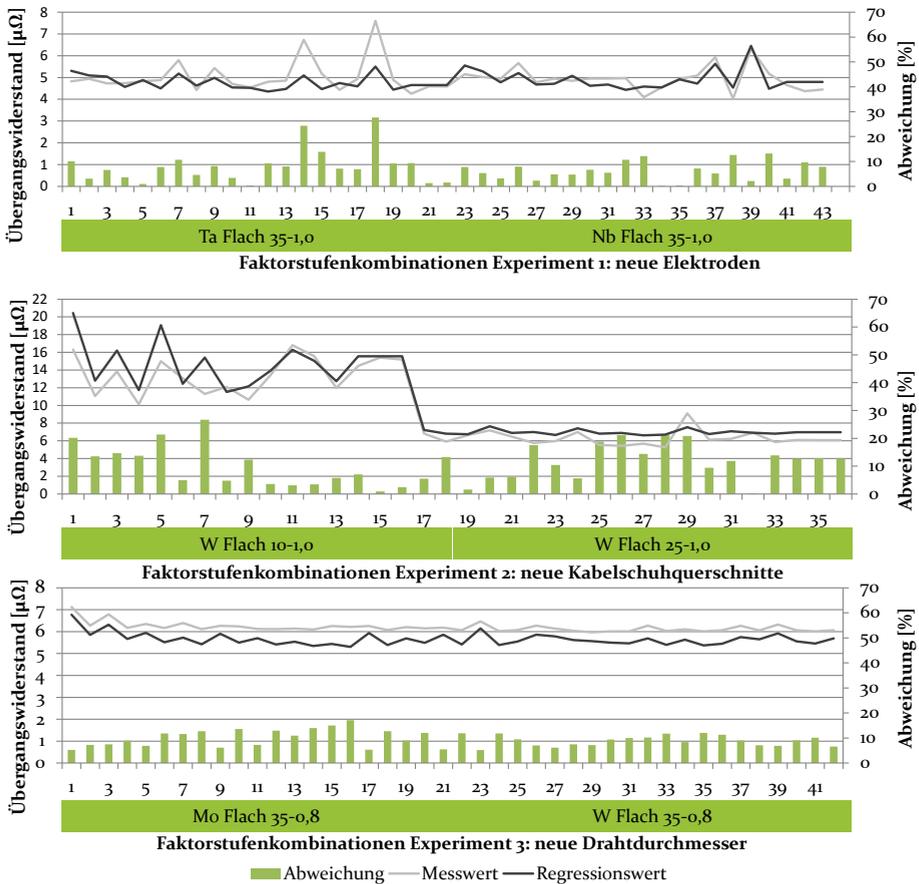


Bild 58: Vorhersagegenauigkeit der Formel zur Widerstandsberechnung [S19,S20,S21]

Hierzu ist allerdings in einem vorgelagerten Prozess der Informationsgehalt der Kontaktierungsprognosefunktion zu nutzen, um Parametereinstellungen bereits im Vorfeld der Untersuchungen zu eliminieren, die keine vollständige Entfernung der Lackisolation garantieren. Aus diesem Grund verringern sich die pro Experiment zu untersuchenden Faktorstufen auf 43, 36 und 42 Variationen. Auch bei der Validierung der Widerstandsgleichung wird zunächst die Übertragbarkeit auf die alternativen Heißscrimpwerkzeuge der Tantal- und Niobflachelektrode untersucht. Bild 58 stellt die hierbei berechneten Regressionswerte sowie die zugehörigen, experimentell ermittelten Messwerte gegenüber.

Hierbei wird die verringerte Präzision der Widerstandsprognosefunktion deutlich. Obgleich die berechneten Werte im Durchschnitt lediglich 7,2 % von den tatsächlichen Messwerten abweichen und ebenso die maximale Abweichung von 27,7 % als akzeptabel zu bewerten ist, zeigt der Graph auf, dass parameterbedingte Spitzen nur bedingt abgebildet werden. Verdeutlicht wird dies durch das Bestimmtheitsmaß, das einen Wert von 49,8 % aufweist. Bei näherer Analyse des Graphen ist allerdings zu konstatieren, dass die geringere Prognosegenauigkeit insbesondere auf die mit Tantal durchgeführten Parametereinstellungen zurückzuführen ist. Die bei dieser Elektrode vergleichsweise hohen Vorhersagefehler werden durch den übermäßig starken Verschleiß dieser Elektrode bedingt (siehe Bild 51). Er bewirkt eine Veränderung der Prozessbedingungen, wodurch die Integrität der experimentell ermittelten, infinitesimal kleinen Widerstände negativ beeinflusst wird. Folgt daher eine Eliminierung der Störgröße des Elektrodenverschleißes, ist abzuleiten, dass die Berechnungsfunktion ein adäquates Abbild der realen Widerstände liefert.

Zur Überprüfung dieser These findet das zweite Validierungsexperiment Anwendung. Hier wird die Berechnungsfunktion auf die Kabelschuhe der Querschnittsflächen von 10 mm^2 und 25 mm^2 übertragen. Es resultieren eine mittlere Abweichung von 10,9 %, eine maximale Abweichung von 26,7 % sowie ein Bestimmtheitsmaß von 91,8 %. Insbesondere letztere Kenngröße weist in diesem Zusammenhang darauf hin, dass die Realität präzise abgebildet wird. Entsprechend ist der in Formel 3.22 illustrierte Ansatz zur Bestimmung eines kabelschuhabhängigen Querschnittsfaktors $C_{R,quer}$ geeignet, um die parameterspezifischen Übergangswiderstände beliebiger weiterer, verzinnter Kupferkabelschuhe adäquat zu berechnen. Einschränkend ist jedoch zu beachten, dass die Gültigkeit bisher nur dann nachgewiesen ist, wenn die Drahtstärke der Einzelleiter konstant bei 1,0 mm gehalten wird.

Deshalb wird abschließend die Übertragbarkeit der Berechnungsformel auf alternative Drahtdurchmesser betrachtet. Die entsprechenden Ergebnisse sind im letzten Graphen von Bild 58 illustriert. Analysiert man die berechneten und gemessenen Verläufe der Übergangswiderstände über die variierenden Parametereinstellungen, so ist die Ähnlichkeit beider Kurven ersichtlich. Hierdurch sind das ausgeprägte Bestimmtheitsmaß von 73,0 % sowie die geringen Ausprägungen der maximalen Abweichung von 17,1 % und der mittleren Abweichung von 9,6 % zu begründen. Gleichzeitig verdeutlicht der Graph jedoch, dass ein konstanter Versatz zwischen den gemessenen und berechneten Werten existiert, der eine Unterschätzung der tatsächlichen Übergangswiderstände bedingt. Um die Ursache für diesen Versatz zu ergründen, erfolgt eine weiterführende *ceteris paribus* Untersuchung, in der identische Kabelschuhe unter konstanten Prozessparametern mit gleichen Elektroden hergestellt werden. Beide Verbindungen werden mit Drähten identischer Lackisolation bestückt, wobei der Kupferquerschnitt identisch gewählt wird. Insofern unterscheiden sich die Verbindungen lediglich durch die Anzahl und den Durchmesser der Einzeldrähte. Um die Ergebnisse zu verstetigen, werden für jede Verbindungsvariante jeweils fünf Proben hergestellt und die Übergangswiderstände ermittelt. Die resultierenden Mittelwerte sind in Tabelle 11 abgebildet.

Tabelle 11: Abweichender Übergangswiderstand bei Veränderung der Drahtstärke

	Übergangswiderstand Verbindung 1 (56 Drähte der Stärke 0,8) [$\mu\Omega$]	Übergangswiderstand Verbindung 2 (36 Drähte der Stärke 1,0) [$\mu\Omega$]
Messung 1	5,64	5,11
Messung 2	5,53	5,12
Messung 3	5,53	5,06
Messung 4	5,62	5,18
Messung 5	5,62	5,18
$\bar{\Delta}$ -Wert	5,59	5,13

Da alle Proben vom Typ eins einen messbar höheren Widerstand aufweisen, ist abzuleiten, dass mit der Erhöhung der Drahtzahl eine Steigerung des minimalen Widerstands einhergeht. Zu begründen ist dies mit der ebenfalls steigenden Anzahl an Kontaktstellen, die eine optimale Stromverteilung auf alle Einzeldrähte erschwert. Überträgt man das durchschnittliche Delta beider Verbindungstypen von 0,46 $\mu\Omega$ auf Formel 3.21,

wird der zuvor dargestellte Versatz im Hinblick auf Experiment drei merklich minimiert. In der Folge verringert sich die mittlere Abweichung auf 2,1 % und die maximale Abweichung auf 7,2 %. Damit ist zu folgern, dass Formel 3.22 um einen zusätzlichen Faktor $d_{R,DS}$ zu ergänzen ist, der den minimalen Widerstandswert korrigiert:

$$c_{R,quer1} \approx d_{R,DS} * \frac{28,7}{\sqrt{A_{El} \cdot n}} \quad [\text{dimensionslos}] \quad 3.27)$$

Bei zusätzlicher Berücksichtigung dieses Faktors geht die Methodik zur Bestimmung von Übergangswiderständen damit bei allen betrachteten Validierungsexperimenten mit einer hohen Abbildungsgenauigkeit der Realität einher. Damit ist sie als ein geeignetes Werkzeug zur ganzheitlichen Prozessoptimierung gemäß Kapitel 6.1 zu sehen.

3.4.3 Validierung der Auszugskraftprädiktionsbeziehung

Als Grundvoraussetzung für eine derartige Optimierung ist jedoch eine vergleichbare Abbildungsgenauigkeit der Berechnungsfunktionen der verbleibenden Zielgrößen zu beweisen. Deswegen wird im nächsten Schritt die Übertragbarkeit der Berechnungsformel der Auszugskraft analysiert. Die zugehörigen Untersuchungen erstrecken sich ebenfalls lediglich auf vollständig kontaktierte Proben, da auch hier eine Steigerung der Vorhersagegenauigkeit resultiert. Analog zu den bisherigen Zielgrößen erfolgt zunächst eine Berechnung der Auszugskräfte bei Verwendung der noch unbekanntenen Tantal- und Niobflachelektroden. Die entsprechenden Ergebnisse werden durch Bild 59 illustriert. Es wird ersichtlich, dass die experimentell ermittelten Auszugskräfte in hoher Genauigkeit vorhergesagt werden. Über alle 43 Einstellungen erreicht die Berechnungsfunktion ein Bestimmtheitsmaß von 90,3 %, eine mittlere Abweichung von 8,7 % und eine maximale Abweichung von 25,6 %. Damit bildet die entwickelte Auszugskraftprognosebeziehung, sofern die zugehörigen Material- und Formfaktoren bekannt sind, die Realität hinreichend genau ab.

Darum wird im zweiten Validierungsexperiment die Übertragbarkeit der Funktion auf die Kabelschuhe der Querschnittsflächen 10 mm^2 und 25 mm^2 untersucht. Die entsprechenden, parameterbedingten Auszugskräfte sind im mittleren Graph von Bild 59 hinterlegt. Auch hier wird die Präzision der prognostizierten Werte deutlich. So korrelieren die rechnerisch bestimmten und die gemessenen Auszugskräfte mit einem Bestimmtheitsmaß von 93,3 %. Zusätzlich weist die mittlere Abweichung einen Wert von 6,7 % und die maximale Abweichung einen Wert von 21,3 % auf. Folglich attestiert

3 Beschreibung des Heißscrimprozesses mittels der Methoden der statistischen Versuchsplanung

Experiment zwei die Eignung der Funktion zur Berechnung der Auszugskräfte variierender Kabelschuhe. Allerdings ist auch bei dieser Zielgröße abschließend der Einfluss eines veränderten Einzeldrahtdurchmessers zu determinieren.



Bild 59: Validierung der Auszugskraftberechnungsbeziehung [S19,S20,S21]

Entsprechend dient das letzte Experiment der Analyse der Aussagekraft der Auszugskraftprognosebeziehung bei veränderten Drahtdurchmessern. Die zugehörigen Ergebnisse sind im dritten Graph von Bild 59 veranschaulicht. Auch bei diesen Faktorstufenkombinationen decken die berechneten Auszugskräfte die tatsächlichen Messwerte adäquat ab. So werden ein Bestimmtheitsmaß von 76,6 % und eine maximale Abweichung von 23,9 % erreicht. Jedoch verdeutlichen der Graph sowie die ausgeprägte mittlere Abweichung von 12,0 %, dass in Analogie zur Widerstandsberechnungsformel ein Versatz zwischen beiden Verlaufskurven existiert. Zu begründen

ist dieser Effekt durch die Zunahme an Kontaktstellen innerhalb der Verbindung, wodurch das Abgleiten einzelner Drähte begünstigt wird. In der Folge ist auch bei dieser Zielgröße ein weiterer Faktor $d_{F,DS}$ zu definieren, der in die Berechnung des verbindungsbezogenen Querschnittsfaktors $c_{F,quer}$ eingeht. Damit ist Formel 3.11 wie folgt anzupassen:

$$c_{F,quer} = d_{F,DS} \cdot b_{KS} \cdot l_{Auflage} \quad [dimensionslos] \quad 3.28)$$

Wird die Bestimmung der Auszugskräfte auf diese Weise adaptiert, resultiert eine merklich verbesserte Abbildungsgenauigkeit der Berechnungsformel. Die mittlere Abweichung reduziert sich in diesem Fall auf 5,5 %, die maximale Abweichung auf 15,5 %. Alle Validierungsexperimente verdeutlichen damit die gute Eignung der vorgestellten Funktion zur adäquaten Auslegung der mechanischen Eigenschaften beliebiger Kabelschuhe.

3.4.4 Validierung der Energieverbrauchsberechnungsfunktion

Nachdem die Berechnungsfunktionen zur Bestimmung der elektromechanischen Eigenschaften von heißgecrimpten Proben validiert sind, ist die Vorhersagequalität der Energieprädiktionsformel zu analysieren.

Das obige Diagramm aus Bild 60 verdeutlicht, dass auch bei den noch nicht betrachteten Heißscrimpwerkzeugen die Präzision der Energieberechnungsfunktion mit einem hohen Niveau einhergeht. Allerdings sind im Fall der Tantalfachelektrode Abweichungen von bis zu 15,7 % zu verzeichnen. Die vergleichsweise hohen Vorhersagefehler sind auf den übermäßig starken Verschleiß zurückzuführen, der bei den mit dieser Elektrode durchgeführten Parametereinstellungen auftritt. Er beeinflusst die Integrität der experimentell ermittelten Energieverbräuche negativ. Trotz der entstehenden Schwankungen innerhalb der mehrfach bestimmten Messwerte erreicht die Prädiktionsformel, über alle Einstellungen der Tantalfachelektrode hinweg, ein Bestimmtheitsmaß von 97,8 % sowie eine mittlere Abweichung von 5,5 %. Bezogen auf das Werkzeug aus Niob resultiert ein Bestimmtheitsmaß von 99,6 % eine mittlere Abweichung von 3,0 % und eine maximale Abweichung von 10,0 %. Somit ist die Prognosefunktion ebenso im Falle der Nutzung neuartiger Heißscrimpelektroden als geeignet anzusehen.

Deshalb wird im zweiten Experiment überprüft, ob die anlagenbedingten Energieverbräuche auch dann realitätsnah quantifiziert werden, wenn bisher noch nicht untersuchte Kabelschuhquerschnitte herzustellen sind.

3 Beschreibung des Heißscrimpprozesses mittels der Methoden der statistischen Versuchsplanung

Die Ausprägungen der zugehörigen Faktorstufenkombinationen zur Validierung dieser Fragestellung werden im mittleren Graph von Bild 60 dargestellt. Es ergibt sich eine annähernde Deckungsgleichheit zwischen den gemessenen und berechneten Energieverbrauchswerten, so dass ein Bestimmtheitsmaß von 99,9 %, eine durchschnittliche Abweichung von 3,6 % und eine Maximalabweichung von 12,6 % resultiert. Insofern wirkt sich die Wahl der Kabelschuhgröße nicht auf die Genauigkeit der ermittelten Energieberechnungsfunktion aus.

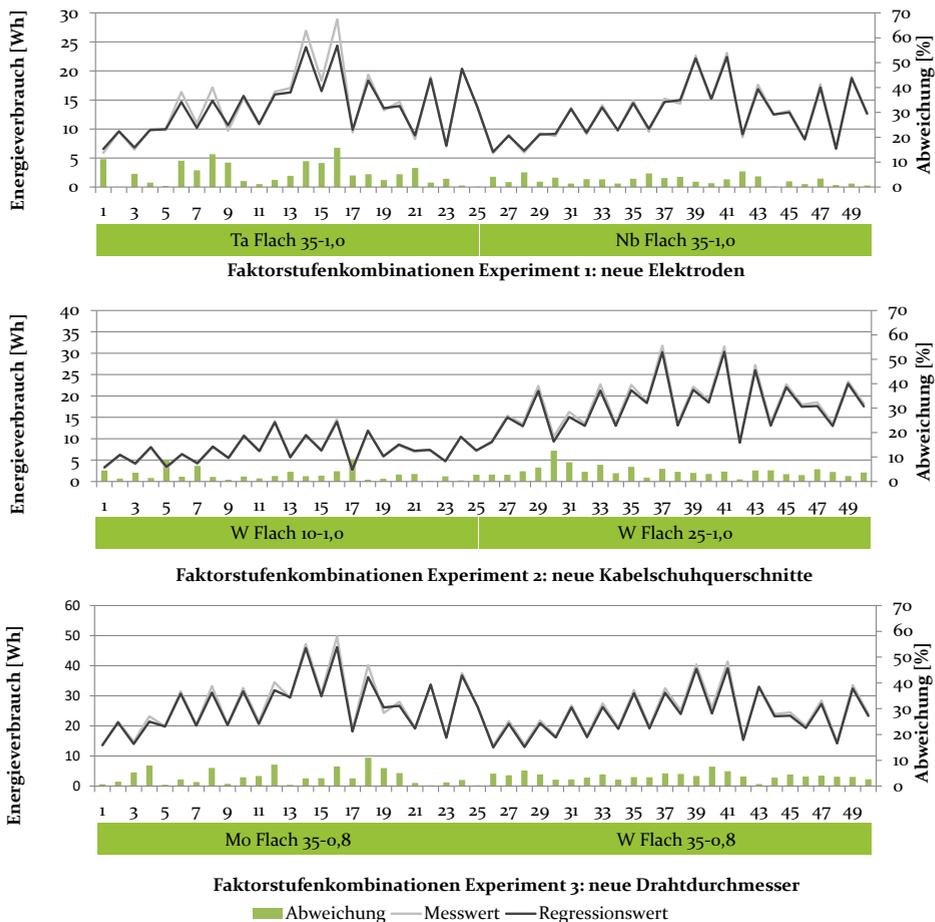


Bild 60: Validierung der Energieprädiktsbeziehung [S19,S20,S21]

Abschließend wird daher bewertet, inwiefern sich der Prozessenergieverbrauch der vorliegenden Heißscrimpvorrichtung bei Variation der Lackdrahtdurchmesser verändert. Zu diesem Zweck werden die Verbrauchswerte der Parametersätze des dritten Experiments vorhergesagt und mit

den tatsächlich angefallenen Energiemengen verglichen. Die zugehörigen Verläufe sind im letzten Graphen von Bild 60 festgehalten. Hierbei wird die erneute Präzision der Berechnungsfunktion deutlich. So werden ein Bestimmtheitsmaß von 99,2 % eine mittlere Abweichung von 3,8 % und eine maximale Abweichung von 11,0 % erreicht. Die vorgestellten Validierungsexperimente bestätigen damit, dass der hybridanalytische Ansatz neben der Berechnung von produktspezifischen Eigenschaften insbesondere auch das Werkzeug zur präzisen Vorhersage des parameterbezogenen Prozessenergieverbrauchs bereitstellt. Damit ist abschließend die Methodik zur Quantifizierung des Werkzeugverschleißes zu betrachten.

3.4.5 Validierung der Methodik zur Bestimmung des Werkzeugverschleißes

Abweichend von der bisher vorgestellten Vorgehensweise erfolgt die Validierung der Funktion zur Beschreibung des Verschleißes der TZM- und Molybdänflachelektroden nicht anhand einer Vielzahl an unterschiedlichsten Experimenten. Anstatt dessen werden die in Kapitel 3.3.2 durchgeführten vollfaktoriellen Versuchspläne um je einen Zentrumspunkt erweitert. Anschließend erfolgt ein Abgleich der rechnerisch prognostizierten und tatsächlich gemessenen Materialabtragraten. Tabelle 12 enthält die hierbei gewählten Einstellungen einschließlich der zugehörigen Ergebnisse für beide Werkstoffe.

Es wird ersichtlich, dass die prognostizierten Werte die Realität in hoher Güte abbilden. Werden die anhand der Gleichung ermittelten Prozesswiederholungen ganzzahlig gerundet, so resultiert bei der Molybdänelektrode ein Fehler von zwei Versuchen. Bei der Elektrode aus TZM wird die Anzahl zum verschleißbedingten Abbruch sogar vollständig richtig vorausberechnet. Insofern deuten die Zentrumspunkte auf eine hohe Prognosegenauigkeit des Verschleißverhaltens unter Anwendung unterschiedlichster Prozessparameter hin.

Tabelle 12: Validierung der Verschleißfunktionen von Molybdän und TZM

Einstellung/Resultat	Druck [N/mm ²]	Zeit [s]	Temperatur [°C]	N _{Prognose}	N _{Mess}
TZM	40	5	600	440,03	440
Molybdän	40	5	600	348,46	350

Gleichzeitig ist jedoch zu bedenken, dass die in diesem Unterkapitel vorgenommene Validierung lediglich von punktueller Natur ist. Aus diesem

Grund sind weitere Untersuchungen von Nöten, die die Übertragung der Gleichung auf weitere Elektrodenwerkstoffe und –Formen ebenso wie die Berücksichtigung weiterer materialbedingter Parameter, beispielhaft unterschiedlicher Kabelschuhquerschnitte erlauben.

Trotz dieser Einschränkungen im Bereich des Werkzeugverschleißes eignen sich alle vorgestellten Funktionen zur parameterspezifischen Berechnung der jeweiligen, untersuchten Zielgrößenausprägungen. Hierdurch erfolgt eine Konvertierung des bisher unstrukturierten Anlagen- und Prozessverhaltens in ein mathematisch optimierbares Gefüge. Somit genügt der hybridanalytische Regressionsansatz dem in Kapitel 2.5 formulierten Forschungsbedarf, der die Notwendigkeit der ganzheitlichen Optimierung des Heißcrimpprozesses postuliert. Entsprechend wird er in Kapitel 6 genutzt, um einen bisher industriell eingesetzten Parametersatz ganzheitlich zu optimieren.

4 Beschreibung des Heißkrimpprozesses mittels der Methoden der numerischen Prozesssimulation

Im vorliegenden Kapitel wird untersucht, inwieweit sich der Ansatz der numerischen Prozesssimulation eignet, um den Heißkrimpprozess ganzheitlich zu modellieren. Hierbei wird auf die Methode der finiten Elemente zurückgegriffen, die den betrachteten Prozess sowohl räumlich, als auch zeitlich diskretisiert. Grundsätzlich ist in diesem Zusammenhang zu beachten, dass es sich beim betrachteten Heißkrimpprozess um eine Überlagerung von mechanischen, thermischen sowie elektrischen Vorgängen handelt. Da diese Vorgänge zudem instationär sowie hochdynamisch ablaufen, ist die Abbildung des gesamten Heißkrimpprozesses einschließlich der zeitabhängigen Wärmetransportmechanismen in einer einzigen Simulation nicht zielführend. Aus diesem Grund erfolgt eine Einteilung des Heißkrimpprozesses in eine instationäre sowie eine nachfolgende stationäre Phase. In der zunächst beschriebenen instationären Phase wird das Simulationsproblem auf die strukturmechanische Deformation der Drähte und des Kabelschuhs reduziert. Die Analyse der elektrisch-thermischen Teilprozesse erfolgt in der anschließenden Wärmesimulation, die der Abbildung der stationären Prozessphase dient.

4.1 Strukturmechanische Simulation zur Ermittlung der Umformung

Zunächst wird die Simulation des mechanischen Umformvorgangs beschrieben. Eine wesentliche Schwierigkeit in diesem Zusammenhang sind die deutlich auftretenden plastischen Deformationen, die an den Lackdrähten sowie insbesondere am Kabelschuh resultieren. Der damit einhergehende Umformprozess ist durch zeitabhängige physikalische Zusammenhänge geprägt, die die Notwendigkeit zur zeitlichen Integration der Bewegungsgleichungen bedingen.

4.1.1 Grundlagen der expliziten strukturmechanischen Simulation

Zur Umsetzung dieser Integrationsberechnungen stehen zwei unterschiedliche Algorithmustypen zur Auswahl. Bei impliziten Lösungsverfahren werden die benötigten Bewegungsgleichungen für jeden neuen Zeitpunkt

neu berechnet. Eine Rückkopplung zu den bereits ermittelten Teilergebnissen erfolgt nicht. Hiervon abweichend extrapolieren explizit arbeitende Lösungsalgorithmen die Teilergebnisse des jeweils vorher berechneten Zeitschrittes in das aktuelle Gleichungssystem. Daher ist die Größe der Zeitschritte infinitesimal klein zu wählen, um die Stabilität der Teilergebnisse zu gewährleisten. Somit übersteigt der Berechnungsaufwand der expliziten Verfahren die impliziten Algorithmen in der Regel deutlich. Allerdings erlauben lediglich explizite Lösungsstrategien die Abbildung von stark nichtlinearen Deformationsprozessen [103,104].

Bei diesen nichtlinearen Eigenschaften werden drei unterschiedliche Formen unterschieden, wobei jede Form bei vorliegender Simulationsaufgabe der Crimpsimulation zu verzeichnen ist. So ändern sich die Kontaktbedingungen während des Deformationsprozesses. Liegen die Drähte zunächst lose im Kabelschuh, werden sie im weiteren Prozessverlauf aufgrund des auftretenden Kraftschlusses zunehmend starr miteinander verbunden. Man spricht in diesem Zusammenhang von nicht-linearen Kontaktverhältnissen [105]. Weiterhin werden die betrachteten Kontaktpartner elastisch sowie plastisch verformt, wodurch lediglich die Annahme eines nichtlinearen Materialmodells als realitätsnah einzustufen ist. Schlussendlich treten ebenso geometrische Nichtlinearitäten auf, da der abzubildende Umformgrad derart ausgeprägt ist, dass das Kräftegleichgewicht des unverformten Zustands nicht mit dem Kräftegleichgewicht im zunehmend deformierten Kabelschuh übereinstimmt [105]. In der Folge ist die real auftretende, hochdynamische Verformung der Verbindungselemente lediglich durch einen explizit arbeitenden Algorithmus darstellbar. Gleichzeitig ist derzeit jedoch kein Simulationsprogramm bekannt, das die explizite Berechnung des Umformprozesses mit einer Simulation der elektrisch-thermischen Effekte koppelt und zusätzlich in der Lage ist, die realen Prozesszeiten von mehreren Sekunden adäquat abzubilden. Hierdurch ist die beschriebene Aufteilung der physikalischen Effekte auf einen stationären und einen instationären Zustand zu begründen.

Neben dem Integrationstyp ist die Wahl der Vernetzungsstruktur von Bedeutung. Grundsätzlich existieren hierbei unterschiedliche Typen, die auf variierenden geometrischen Elementen basieren. In der in diesem Kapitel beschriebenen strukturmechanischen Simulation wird aufgrund der einhergehenden Genauigkeit eine auf Hexaedern basierende Vernetzungsstruktur gewählt. Jedoch gilt es bei dieser Struktur das Phänomen des Hourglassings zu berücksichtigen. Da der explizite Lösungsalgorithmus jeweils nur zwei gegenüberliegende Kanten eines Hexaeders zur Bewertung

der Deformation betrachtet, resultiert die Möglichkeit, dass Deformationen entstehen, denen aus Simulationssicht kein mechanischer Widerstand entgegensteht. Bild 61 verdeutlicht dieses Phänomen am Beispiel eines zweidimensionalen Elements.

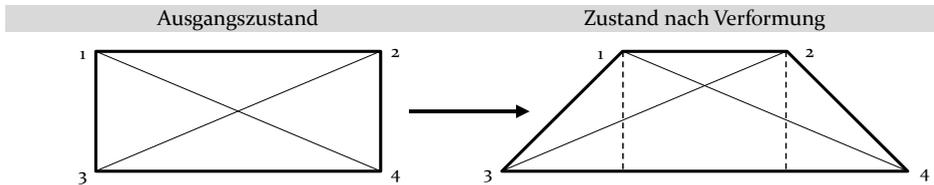


Bild 61: Hourglass-Verformung am Beispiel eines 2D-Elements [106]

Obwohl das rechts abgebildete Trapez eine merkliche Verformung gegenüber dem ursprünglichen, links illustrierten Rechteck zeigt, weisen beide dargestellten Elemente Diagonalen gleicher Länge auf. In der Folge erkennt der explizite Lösungsalgorithmus keine Dehnungen und der zugehörige Verzerrungsenergieanteil wird als null festgelegt. Es resultieren nicht realitätsnahe Verformungen, die im Zuge der Simulationsvalidierung auf ein Minimum zu begrenzen sind. Die expliziten Integrationsverfahren treten diesen Verformungen entgegen, indem virtuelle Kräfte eingeführt werden, die die ungewollten Dehnungen des Hourglass-Effekts minimieren. Allerdings werden aus diesen Kräften Energieanteile abgeleitet, die die Energiebilanz des Simulationsergebnisses verfälschen. Aus diesem Grund ist während der Simulationsvalidierung darauf zu achten, dass der als Hourglass-Energie bezeichnete Anteil einen Wert von 10 % der Gesamtenergie nicht überschreitet. [106]

4.1.2 Aufbau und Validierung der strukturmechanischen Simulation

Im folgenden Kapitel werden der Aufbau und die Validierung der expliziten Mechaniksimulation zur Abbildung des Kabelschuh- und Drahtumformvorgangs im Zuge des Heißcrimpverfahrens beschrieben. Abweichend vom kraftgesteuerten, realen Prozess erfolgt die Simulation weggesteuert, weshalb ein maximaler Hub zu definieren ist. Die Ermittlung dieses Wertes erfolgt durch geometrische Vermessung der real hergestellten Verbindungen. So wird der Hub für die zunächst betrachtete Verbindung eines Kabelschuhs mit einer Querschnittsfläche von 35 mm^2 sowie 36 Einzeldrähten mit einem Durchmesser von je einem Millimeter auf $6,7 \text{ mm}$ für das Dorncrimpwerkzeug und auf $5,7 \text{ mm}$ für das Flachcrimpwerkzeug festgelegt.

Die Entscheidung für die weggesteuerte Simulation ist zum einen darauf zurückzuführen, dass der simulierte Umformvorgang sowie die inhärenten Materialmodelle der Teilkomponenten auf einem Niveau von $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ basieren. Entsprechend führt ein Analogieschluss zwischen den realen und simulativ ermittelten Umformkräften zu einer Fehlinterpretation der Ergebnisse. Zum anderen verfolgt die mechanische Simulation das Ziel das Kabelschuhdeformationsbild einschließlich der zugehörigen Drahtverteilung bestmöglich zu bestimmen. Das resultierende Ergebnis wird, wie Bild 81 illustriert, für den in Kapitel 5 beschriebenen Ansatz zur analytischen Bestimmung des minimalen Energieverbrauchs benötigt. Weiterhin dient das hierbei gewonnene Abbild der umgeformten Verbindung als Ausgangspunkt der Wärmesimulation zur Bestimmung der Temperaturverteilung in der Prozesszone. Um ein derartiges Deformationsabbild allerdings realitätsnah zu simulieren, erweist sich die weggesteuerte Simulation als deutlich robuster.

Hinsichtlich der verwendeten Materialmodelle wird bei den Drähten sowie dem Kabelschuh der Werkstoff Cu-OFE eingesetzt. Hierbei handelt es sich um hochreines Kupfer mit einem Anteil von mindestens $99,99\%$. Es wird von den eigentlichen Kupferwerkstoffen abgewichen, da für dieses Material alle benötigten Festigkeitskennwerte, beispielhaft der E-Modul, die Querkontraktionszahl, sowie die Eigenschaften der multilinearen Verfestigung, standardmäßig in der Datenbank des Simulationsprogramms hinterlegt sind. Für die untersuchten Heißscrimpwerkzeuge wird das Materialmodell des bereits in Kapitel 3 untersuchten Werkzeugstahls vom Typ 1.2365 verwendet. Die den Kabelschuh umgebende Zinnschicht und die Lackschicht der Kupferdrähte werden aus Gründen der Simulationsstabilität nicht berücksichtigt.

Um die Vernetzung zu vereinfachen, sodass der Effekt des Hourglassings reduziert und die Rechenzeit optimiert wird, erfolgt eine Abstraktion der Kabelschuhkontur. In der Folge werden die nicht deformierten Kabelschuhbereiche aus der Simulation ausgeschlossen. Es resultiert das in Bild 62 dargestellte Rohr mit einer Länge von 15 mm , einem Innendurchmesser von $8,3\text{ mm}$ und einem Außendurchmesser von $11,3\text{ mm}$. Es ist zur weiteren Rechenzeitoptimierung in jeweils zwei Halbschalen unterteilt, die in der Graphik rot bzw. braun illustriert sind. Weiterhin ist das Rohr mit Kupferdrähten gefüllt, die den realen Kontaktbedingungen entsprechend, zunächst lose aufeinanderliegen. Hiervon abweichend wird bei den untersuchten Heißscrimpelektroden keine Abstraktion vorgenommen, da die resultierende Temperaturverteilung in den Werkzeugen ein zentrales

Resultat der nachfolgenden Wärmesimulation darstellt. Entsprechend findet eine vollständige Vernetzung der Elektroden statt (siehe Bild 62 rechts).

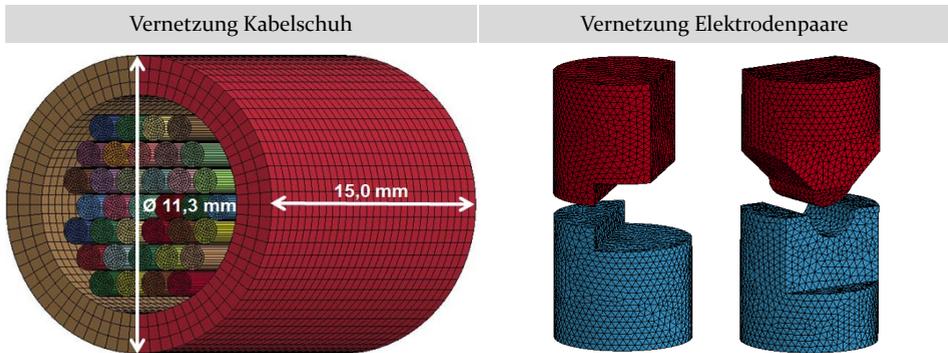


Bild 62: Vernetzungsstruktur der expliziten Mechaniksimulation [S22]

Da der Simulationsaufbau einschließlich der zugehörigen Materialmodelle und Vernetzungsstrukturen beschrieben ist, wird im nächsten Schritt das erzielte Simulationsergebnis bewertet. Hierzu erfolgt zunächst eine Analyse des simulierten Energieverlaufs während des Umformprozesses. Bild 63 illustriert die zugehörigen Kurven der Einzelenergieanteile über die simulierte Prozesszeit hinweg.

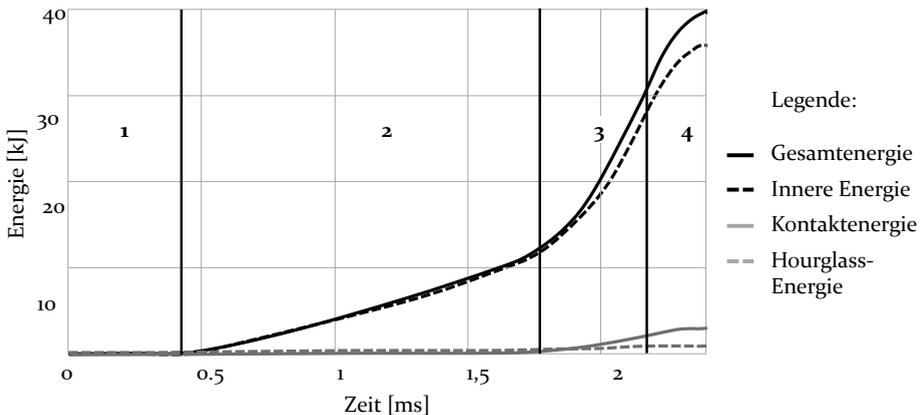


Bild 63: Energetische Komponenten des simulierten Umformprozesses [S22]

Hierbei wird ersichtlich, dass der eigentliche Umformprozess lediglich einen Bruchteil der Gesamtprozesszeit einnimmt. So findet die Umformung innerhalb von wenigen Millisekunden statt. Innerhalb dieser Spanne sind vier unterschiedliche Teilprozessphasen zu unterscheiden. In der ersten Phase wird der Stempel axial nach unten bewegt, weshalb keine Deformationsenergieanteile resultieren. Erst durch das Auftreffen des Stempels

am Kabelschuh zu Beginn der zweiten Phase wird der Umformvorgang eingeleitet. In der Folge steigen die innere Energie und die abgeleitete Gesamtenergie annähernd linear an. Am Anfang der dritten Phase trifft der teildeformierte Kabelschuh auf die bisher losen Drähte auf, wodurch der Anstieg der Kontaktenergie begründet ist. Ebenso nehmen die Steigungen der Kurven der inneren Energie und der Gesamtenergie deutlich zu. Dies ist auf den wachsenden mechanischen Widerstand zurückzuführen, den die zunehmend verformten Drähte aufbringen.

In der letzten Prozessphase wird der Stempel verlangsamt, bis der vordefinierte Hub erreicht ist. Aufgrund der inhärenten Abbremsung flachen die Energieverlaufskurven ab, so dass die jeweiligen Steigungen schließlich einen Wert von null aufweisen. Zusammenfassend generiert die Simulation damit einen Energieverlauf, der mit den theoretischen Grundlagen des Umformprozesses zu erklären ist. Da zudem die Hourglass-Energie einen Wert von 2 % nicht überschreitet und im Zuge der optischen Analyse der simulierten Verbindung keine physikalisch unnatürlichen Deformationsmuster erkennbar sind, wird im nächsten Schritt der simulierte Querschnitt mit realen Querschliffen verglichen.

Deshalb wird nachfolgend die Eignung des Modells zur Prädiktion des Verbindungsverhaltens unter Nutzung von sowohl Dorn- als auch Flachelektroden untersucht. Bild 64 enthält für beide Werkzeugtypen eine Gegenüberstellung der realen und simulierten Drahtverteilungen.

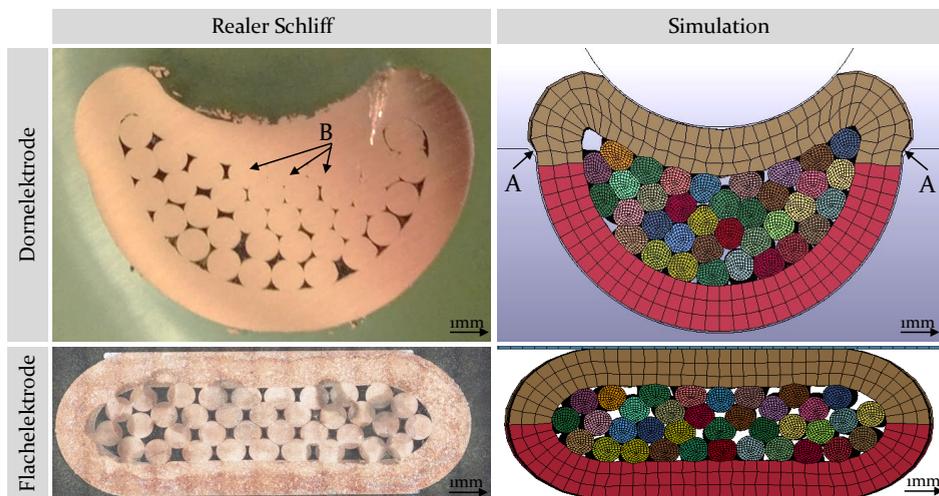


Bild 64: Analyse der Drahtverteilungen von 35 mm²-Dorn- und 35 mm²-Flachcrimps [S22]

Beim Vergleich der Dorncrimpquerschnitte zeigt sich, dass die Simulation den Realzustand grundsätzlich abbildet. Allerdings sind im Detail Unterschiede feststellbar. So ist der Überstand des Kabelschuhs in der Realität um circa $0,5\text{ mm}$ weniger ausgeprägt als bei der Simulation (siehe Markierung A Bild 64). Ebenso weist das Schliffbild auf der dornzugewandten Seite Einzeldrähte auf, die keinen Übergang mehr zum Kabelschuh erkennen lassen (vgl. Markierung B Bild 64). Eine derart starke Verformung ist in der Simulation nicht ausgewiesen. Eine Erklärung hierfür ist der nicht simulierte Wärmeeintrag, der die starke Umformung der realen Drähte begünstigt. Hinsichtlich der Verteilung der Drähte weist die Simulation einen achsensymmetrischen Zustand auf, wohingegen im Schliffbild eine Tendenz zur Ansammlung von Drähten auf der rechten Verbindungsseite zu verzeichnen ist. Dieser Effekt ist auf ein nicht exakt mittiges Einlegen des Kabelschuhs in das Dornwerkzeug zurückzuführen. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass die Einzeldrähte zu Prozessbeginn nicht im Kabelschuh fixiert, sondern lose positioniert werden, wodurch ebenfalls Abweichungen von der symmetrischen Drahtverteilung resultieren.

Analysiert man die realen und simulierten Querschnitte der Flachelektrode, wird eine hohe Abbildungsgenauigkeit ersichtlich. So stimmen sowohl der modellierte Verformungsgrad der Kabelschuhe aber auch die Verteilung und die Deformation der zugehörigen Einzeldrähte in hoher Güte mit der Realität überein.

Ganzheitlich betrachtet bildet die explizite Mechaniksimulation den Verformungsprozess der Kabelschuhe und der zugehörigen Kupferdrähte damit für beide Werkzeugtypen hinreichend genau ab. Entsprechend werden die hierbei gewonnenen Verformungszustände exportiert und dienen als Ausgangszustand für die nachfolgend beschriebene elektrisch-thermische Simulation.

4.2 Überführung der Mechaniksimulation in eine elektrisch-thermische Simulation

Da die Methodik zur Modellierung der elektroden- und verbindungsspezifischen Verformungszustände aufgezeigt ist, wird nachfolgend die Vorgehensweise zur Simulation von parameterabhängigen Wärmeverteilungen in der Prozesszone beschrieben. Hierbei sind die Randbedingungen zu definieren und vereinfachende Annahmen zu treffen, um die Konvergenz der implizit integrierenden Wärmesimulation zu gewährleisten. Anschließend folgt ein Abgleich mit realen Ergebnissen sowie eine darauf

aufbauende Feinjustierung der Randbedingungen mit dem Ziel der Optimierung der Abbildungsgenauigkeit. Eine Analyse der Haupteinflussgrößen der Simulationsmethodik sowie der Übertragbarkeit der gewonnenen Modelle auf weitere Elektrodenwerkstoffe und -Formen ist in Kapitel 4.3 vorgenommen.

4.2.1 Aufbau der stationären Wärmesimulation

Zunächst ist jedoch der Modellaufbau der Wärmesimulation zu erläutern. Auch hier gilt es zu beachten, dass der idealisierte, reale Prozess in der Simulation nicht deckungsgleich abzubilden ist. So resultiert eine erste Abweichung von der Realität aus den Berechnungsalgorithmen des verwendeten Modells. Sie erlauben lediglich die Bestimmung eines zeitunabhängigen, stationären Gleichgewichtszustands. Wie in Bild 32 aufgezeigt, wird im realen Prozess jedoch kein stationärer Zustand erreicht, der dadurch charakterisiert ist, dass stets ein Gleichgewicht zwischen der elektrisch zugeführten Arbeit und der durch Wärmetransportmechanismen abgeführten Energiemenge existiert. Anstatt dessen ist der Realzustand durch Strompulse geprägt, die wechselnde thermische Bedingungen in der Prozesszone bedingen. Hierbei wird durch Abstimmung der Erwärmungs- und Pausenzeiten ein quasi-stationärer Zustand erreicht, bei dem die Prozesstemperatur innerhalb gewisser Toleranzgrenzen ständig um einen Sollwert schwankt.

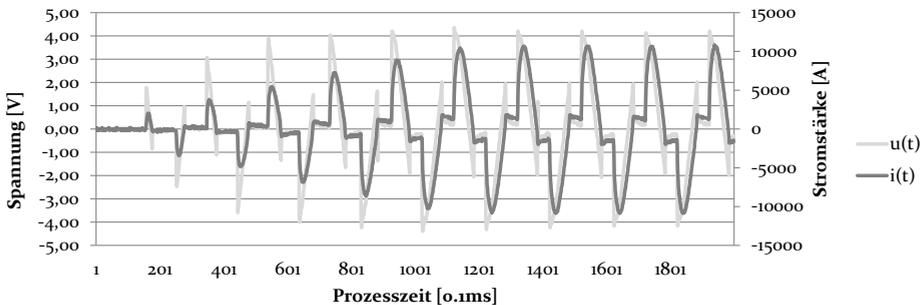


Bild 65: Real auftretender Primärstromverlauf des Heißscrimpprozesses

Ein weiterer Unterschied zum realen System resultiert aus der Modellierung des zugeführten elektrischen Stromes. Während in der Realität Wechselstrom einer Frequenz von 50 Hz zur Leistungszufuhr genutzt wird, basieren die simulativ quantifizierten Gleichgewichtszustände auf der Abbildung von Gleichstrom. Entsprechend ist eine Funktion zu bestimmen, anhand derer der reale Primärwechselstrom in eine adäquate skalare

Gleichstromgröße umzurechnen ist. Unter der Prämisse eines sinusförmigen Wechselstromes besteht ein fester Zusammenhang zwischen der Wechselstromamplitude und dieser als Effektivwert bezeichneten Ersatzgröße. Jedoch zeigt der in Bild 65 illustrierte Verlauf, dass die Leistungsschaltung der verwendeten Heißscrimanlage vom Typ GFA301000 der Firma Castech Srl keine reine Sinusform hervorbringt. Entsprechend ist der Effektivwert durch Integration aller gemessenen Werte $u(t)$ bzw. $i(t)$ zu ermitteln.

Aus dem Vergleich der realen Temperaturmessungen mit den simulierten Kennwerten ist allerdings abzuleiten, dass auch bei Annahme des durch Integration gewonnenen Effektivwertes keine präzisen Ergebnisse gewonnen werden. Hierfür sind mehrere Ursachen zu nennen. Zunächst geht mit jeder infinitesimal kleinen Wechselstromänderung auch eine Änderung der Elektrodenimpedanz einher. Entsprechend ist grundsätzlich für jede kleine Zeiteinheit eine Wärmebilanz aufzustellen, anhand derer die temperaturbedingte Widerstandsänderung zu quantifizieren ist. Auch bedingen die weiteren simulationsinhärenten Vereinfachungen Ungenauigkeiten der Simulationsergebnisse. Hier besteht die Möglichkeit, die resultierenden Abweichungen durch eine Adaption des Stromwertes teilweise zu kompensieren. Folglich werden die Simulationsmodelle nicht mit den berechneten Effektivwerten parametrisiert. Anstatt dessen wird der Zusammenhang zwischen den Gleich- und Wechselstromgrößen derart angepasst, dass eine bestmögliche Abbildungsgenauigkeit für die Molybdänwerkzeuge erreicht wird.

Als nächste Abweichung ist die Modellierung der Drahtisolation zu nennen. Da die exportierten Umformzustände der betrachteten Verbindungen kein Isolationsmaterial enthalten, ist eine dedizierte Determinierung der Lackschichten nicht möglich. Aus diesem Grund sind für den spezifischen elektrischen Widerstand und die Wärmeleitfähigkeit des Kupferlackdrahtverbundes Ersatzwerte zu ermitteln. Hierbei erfolgt die Bestimmung des thermischen Gesamtwiderstands eines Drahtes anhand Formel 5.31. Die elektrische Leitfähigkeit der Lackdrähte wird hingegen mit einem Wert von null festgelegt. Dies ist dadurch zu begründen, dass in einem idealen Prozess so lange kein Strom durch die Drähte fließt, bis die Isolation verbrannt ist. Zu diesem Zeitpunkt ist jedoch gleichzeitig der Heißscrimprozess beendet.

Ebenso ist das temperaturabhängige Materialverhalten der Heißscrimwerkzeuge und des Kabelschuhs nicht realitätsnah parametrisiert. So beschränkt sich die Simulation aufgrund des stationären Modellierungs-

charakters bei den Größen der elektrischen Leitfähigkeit und der Wärmeleitfähigkeit auf jeweils einen festen, isotropen Wert. Eine temperaturbedingte Veränderung der genannten Größen ist aus Konvergenzgründen hingegen nicht möglich. Deshalb erfolgt die Parametrierung des Kabelschuhs mit den physikalischen Werten des Werkstoffs CU-HCP bei einer Raumtemperatur von 20 °C. Analog hierzu werden für die jeweiligen Elektrodenwerkstoffe die entsprechenden Literaturwerte bei dieser Umgebungstemperatur eingesetzt.

Neben diesen Abweichungen vom realen Prozess benötigt die Wärmesimulation zusätzliche Parameter, die als Randbedingungen der Berechnungsalgorithmen fungieren. Eine wesentliche Größe hierbei ist die aktive Kühlung der Elektroden an den vorgesehenen Einspannflächen. Die Wärmesimulation bildet diesen Kühlungsvorgang ab, indem die Oberseite des Stempels respektive die Unterseite des Ambosses mit einer festen, nicht veränderlichen Temperatur parametrieren werden. Bild 66 illustriert dies am Beispiel der Dornelektroden.

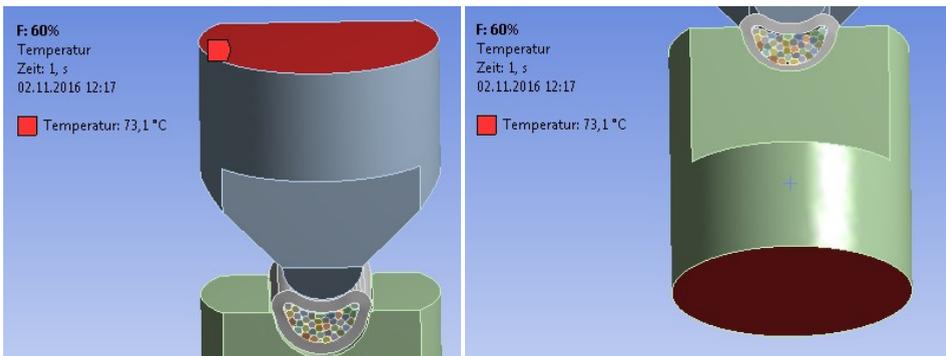


Bild 66: Elektrodeneinspannflächen von Stempel(links) und Amboss(rechts) [S23]

Um die zugehörigen Ersatzwerte bei verschiedenen Strompulsstärken zu bestimmen, wird eine Messreihe durchgeführt. Hierzu werden Thermoelemente vom Typ K an den betrachteten Flächen der Elektroden befestigt. Im nächsten Schritt schließt sich eine schrittweise Veränderung der angelegten elektrischen Leistung sowie eine Dokumentation der resultierenden Oberflächentemperaturen an. Die Leistungsregulierung erfolgt bei der hierzu genutzten Versuchsanlage über die elektrische Wirkleistung P_{wirk} . Zur Verstetigung der gewonnenen Sockeltemperaturen wird diese Vorgehensweise fünfmalig durchgeführt, wobei die Leistungswerte randomisiert eingestellt werden. Die hierbei bestimmten, mittleren Temperaturen sind in Tabelle 13 illustriert. Bei den untersuchten Einstellungen der Wirkleistung wird sich auf den Bereich zwischen 12,4 und 49,6 kW beschränkt.

Werte, die einen noch größeren Leistungseintrag hervorrufen, bedingen lediglich ein partielles Verdampfen des Kabelschuhs, ohne dass eine sichtbare Veränderung der Lackschichten resultiert. Einstellungen unter dem abgebildeten Wertebereich führen hingegen zu Kabelschuhtemperaturen unterhalb von 300 °C, die nicht zur thermischen Zersetzung der Isolationschichten ausreichen.

Tabelle 13: Sockeltemperaturen der Elektroden bei Variation der Wirkleistung

P_{wirk} [kW]	12,4	15,7	19,4	23,4	27,9	32,7	38,0	43,6	49,6
Elektrodenabsatztemperatur [°C]	47,4	52,2	61,7	69,0	73,1	83,0	90,8	99,6	117,9

Die experimentell ermittelten Temperaturen werden als Randbedingung der Simulation genutzt, indem für jede Einstellung der Wirkleistung die jeweils passende Elektrodensockeltemperatur parametrisiert wird. Auf diese Weise wird die Elektrodenkühlung bestmöglich simulativ abgebildet.

Eine weitere Randbedingung ist die Parametrierung des Wärmeübergangskoeffizienten, der aufgrund der Abgasabsaugung zwischen den angeströmten Flächen und der umströmenden Luft auftritt. Die Literatur gibt für den vorliegenden Fall der erzwungenen Konvektion einen Wertebereich zwischen 25 und 250 W/m^2K vor. Da es sich hierbei um eine breit gefächerte Spanne handelt, wird der Koeffizient durch den Abgleich realer Messungen mit Simulationsergebnissen näher bestimmt. Hierzu werden in einer Versuchsreihe variierende Wärmeübergangskoeffizienten in der Simulation parametrisiert und die gewonnenen Ergebnisse mit der realen Temperaturverteilung in der Prozesszone unter ansonsten identischen Bedingungen verglichen. Zur Bestimmung der realen Werte wird ein Quotientenpyrometer der Firma Lumasense Technologies GmbH verwendet. Die Ermittlung der materialabhängigen Kalibrierungsfaktoren der variierenden Elektrodenmaterialien erfolgt durch das Kalibrierungsbüro von Lumasense. Hierdurch wird eine Messgenauigkeit von 3% erreicht. Beim Abgleich der Realität mit den simulierten Temperaturverteilungen zeigt sich, dass ein Wert von 90 W/m^2K die Realität bestmöglich abdeckt.

Abschließend sind die auftretenden Strahlungsverluste durch Festlegung der Emissionskoeffizienten zu parametrisieren. Da aus den Ergebnissen von Kapitel 5 abzuleiten ist, dass den auftretenden Strahlungsverlusten eine untergeordnete Rolle in der Wärmebilanz zukommt, werden hierzu die

Literaturwerte der variierenden Elektrodenmaterialien sowie der Verbindungselemente gewählt. Eine Überprüfung dieser Randbedingung erfolgt im Zuge der Sensitivitätsanalyse in Kapitel 4.3.

4.2.2 Abgleich der Simulationsergebnisse mit realen Zielgrößenprägungen

Da die Randbedingungen der Heißscrimpsimulation beschrieben sind, dient das folgende Unterkapitel dem Vergleich zwischen den realen und simulativ erzielten Ergebnissen. Hierzu wird die simulierte Stromdichteverteilung mit dem theoretischen Prozessverständnis verglichen, das im Zuge des analytischen Modells in Kapitel 5.1.1 erarbeitet wird. Anschließend folgt für beide Werkzeugtypen ein Abgleich zwischen den resultierenden Temperaturverteilungen und den realen Prozessbedingungen.

Zunächst sind jedoch die parameterspezifischen, simulierten Stromdichteverteilungen auf Plausibilität zu überprüfen. Hierzu dient Bild 67. Es enthält die Stromdichteverteilungen, die bei Verwendung von Flach- respektive Dornelektroden und einem Kabelschuh der Querschnittsfläche 35 mm^2 auftreten. Der Abgleich der dargestellten Ergebnisse erfolgt auf Basis einer Einstellung der Wirkleistung von $27,9 \text{ kW}$.

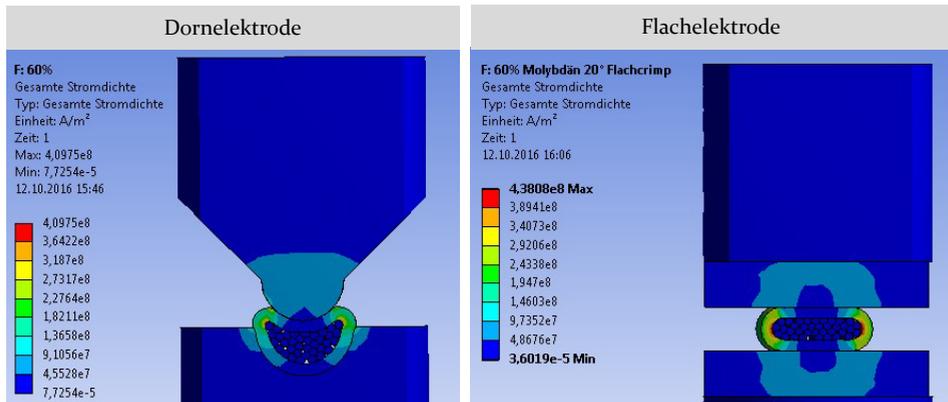


Bild 67: Simulierte Stromdichteverteilung eines 35 mm^2 -Kabelschuhs [S23]

Es ist zu erkennen, dass die simulierte Stromdichteverteilung dem theoretischen Prozessverständnis entspricht. Da die Kupferlackdrähte als elektrischer Isolator zu sehen sind, verdichtet sich der Strom in der Verbindungszone im Kabelschuh. Hierdurch resultiert im Fall der Flachelektrodenform eine symmetrische Strombelastung des Kabelschuhs, wobei die Maxima an den frei liegenden Kabelschuhflanken auftreten. Diese weisen gemäß den

simulierten Daten eine Intensität auf, die den Wert der Elektroden respektive einiger Teile des Kabelschuhs um mehr als das Zehnfache übersteigen.

Auch beim Dorncrimp treten die Stromdichtemaxima in den Bereichen auf, die mit der größten Kabelschuhumformung einhergehen. Diese sind jedoch durch Werte gekennzeichnet, die um circa 10 % geringer als bei der zuvor betrachteten Elektrodenvariante ausfallen. Aufgrund der nicht symmetrischen Umformung entsteht zudem eine Verteilung, die ihre Maxima im Bereich des Werkzeugdorns aufweist und in vertikaler Richtung sukzessive abnimmt.

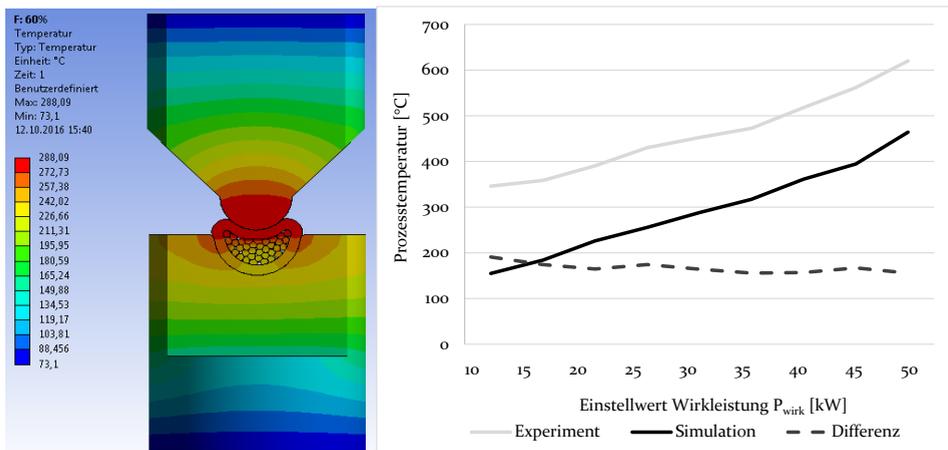


Bild 68: Abgleich der Simulation eines Molybdändorncrimps [S23]

Da beide Komponenten eines Elektrodenpaars aus demselben Material gefertigt sind, ist abzuleiten, dass eine asymmetrische Temperaturverteilung resultiert. Diese These wird in Bild 68 bestätigt. Sie zeigt die simulierte Wärmeentwicklung unter analogen Prozesseinstellungen. Die Abbildung weist einen Wärmestau im Bereich des Crimpdorns aus. Neben der Stromverteilung ist dies dadurch zu begründen, dass der Mechanismus der Wärmeleitung als der dominierende Transporteffekt des Heißcrimpens zu sehen ist. Gleichzeitig bietet die Elektrode im Bereich des Dorns wenig Masse, an die die sich stauende Energie abgeführt wird. Folglich stellt der Wärmestau eine Kombination aus der intensiven Stromdichte sowie der räumlichen Begrenzung der Wärmeabfuhr dar. Neben der physikalischen Argumentation entspricht das Ergebnis den Verschleißmessungen aus Kapitel 3.3.2. Hier wird ausgewiesen, dass der größte Verschleiß dieses Elektrodentyps stets im Bereich des Dorns auftritt.

Weiterhin enthält Bild 68 zwei Verlaufskurven, die die simulierten und gemessenen Maximaltemperaturen über verschiedene Betriebspunkte hinweg ausweisen. Zur Bestimmung der betriebspunktabhängigen, realen Temperaturverteilungen wird ebenfalls das Quotientenpyrometer der Firma Lumasense Technologies GmbH verwendet. Bei Analyse der Graphen ist ersichtlich, dass die exakten Maxima unzureichend modelliert werden, da Werte simuliert werden, die stets geringer als die Realität ausfallen. Die Begründung für diesen Versatz ist in den vereinfachenden Annahmen der Modellbildung zu sehen. In der Folge bietet das vorgestellte Modell nicht die Möglichkeit, die in Kapitel 2.5 formulierten Zielkriterien adäquat zu quantifizieren und damit ganzheitlich zu optimieren. Jedoch zeigt die ebenfalls illustrierte Differenzkurve, dass der Versatz als weitgehend konstant zu sehen ist. Entsprechend geht das Simulationsmodell mit weitreichenden Potentialen zur Qualifizierung der Auswirkungen von verschiedenen Prozessparametern einher, die zur Steigerung des Prozessverständnisses beitragen.

Die Voraussetzung hierfür ist, dass bei veränderten Elektrodenparametern ein analoges Simulationsverhalten auftritt. Dies wird anhand von Bild 69 überprüft. Es enthält die simulierte Wärmeverteilung bei Verwendung der Flachelektrodenform und einem Kabelschuh der Querschnittsfläche 35 mm^2 sowie einer Wirkleistungseinstellung von $27,9 \text{ kW}$.

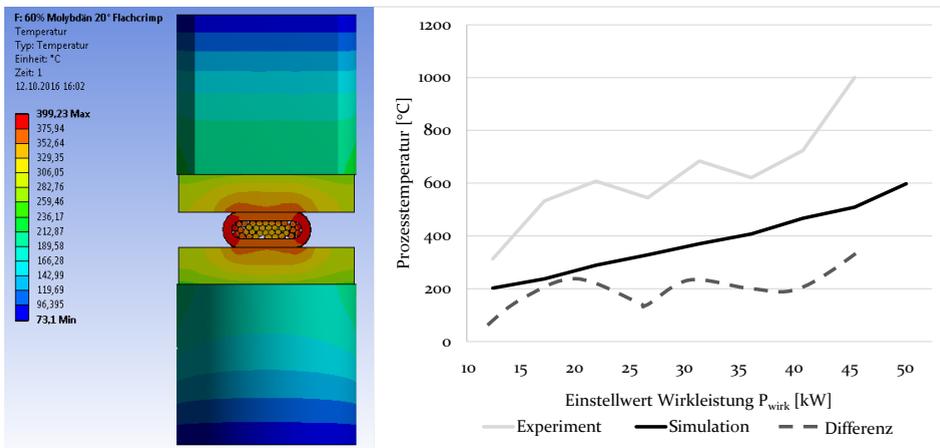


Bild 69: Abgleich der Simulation eines Molybdänflachcrimps [S23]

Analysiert man die Isothermen, wird deutlich, dass das Temperaturmaximum im Kabelschuh resultiert. Weiterhin deutet die symmetrische Wärmeverteilung auf einen gleichmäßigeren Verbrennungsprozess bei diesem Werkzeugtypen hin. Beide Erkenntnisse lassen darauf schließen, dass die

Flachelektrode erheblich weniger Energie zur vollständigen Abisolierung eines Lackdrahtbündels benötigt. Diese These wird anhand der Ergebnisse von Kapitel 3.3.1 überprüft. Dabei erweist sich der aus der Simulation abgeleitete Zusammenhang als richtig. Neben der Wärmeverteilung enthält Bild 69 den Verlauf der Maximaltemperaturen bei Veränderung der Prozessleistung. Auch bei der Molybdänflachelektrode ist ein Versatz zwischen den gemessenen und simulierten Betriebspunkten zu verzeichnen, wobei ebenfalls zu geringe Werte berechnet werden. Insofern ist das Simulationsmodell auch bei dieser Elektrode nicht fähig, die Wärmeverteilung in der Prozesszone genau zu quantifizieren. Daher eignet sich die Methodik der FEM-Simulation nur bedingt zur ganzheitlichen Optimierung gemäß den Forderungen aus Kapitel 2.5.

Dennoch stimmen die simulierte Wärmeverteilung sowie der in der Simulation qualitativ gezeigte Einfluss der Wirkleistung gut mit den experimentellen Erkenntnissen aus Kapitel 3 überein. Insofern bestätigt sich das hinsichtlich der Molybdändornelektrode gezogene Fazit und das Modell eignet sich zur Qualifizierung des Einflusses zahlreicher Prozessparameter auf das Ergebnis des Heißscrimpprozesses. Deshalb wird in Kapitel 4.3 eine Prozessanalyse durchgeführt, die die Haupteingangsgrößen der Simulationsergebnisse beleuchtet.

4.3 Validierung und Bewertung des Simulationsansatzes

Da die Simulationsmethodik vorgestellt ist, wird sie in analoger Weise zum hybridanalytischen Ansatz im nächsten Schritt validiert und bewertet. Hierzu ist zu überprüfen, welche Simulationsparameter einen wesentlichen Einfluss auf das resultierende Ergebnis ausüben. Anschließend wird die Simulation genutzt, um die Wärmeverteilung in weiteren, bisher noch nicht untersuchten Kabelschuhen zu analysieren.

4.3.1 Analyse der Haupteingangsgrößen des Modells

Neben der Stromstärke und der Elektrodenform, deren Auswirkungen bereits in Kapitel 4.2.2 analysiert sind, existieren drei potentielle Einflussparameter auf die resultierende Wärmeverteilung des Heißscrimpprozesses. Eine Randbedingung hierbei wird unter dem Begriff des Materialmodells zusammengefasst. Darunter werden jegliche Werkstoffparameter der Wärmedissipation und der Wärmeleitung verstanden, auf die in der Simulation zurückgegriffen wird. Abweichend vom analytischen Ansatz aus Kapitel 5,

beschränken sich die Berechnungsalgorithmen des genutzten Programms allerdings auf die Wärmeleitfähigkeit sowie den spezifischen, elektrischen Widerstand. Insbesondere letztere Größe ist in diesem Zusammenhang von Bedeutung, da sie einen ausgeprägten, temperaturabhängigen Charakter aufweist. So befinden sich die Literaturangaben für den spezifischen elektrischen Widerstand von Molybdän in einem Intervall zwischen $5,6 \cdot 10^{-8} \Omega m$ für eine Temperatur von $20 \text{ }^\circ\text{C}$ und $2,0 \cdot 10^{-7} \Omega m$ für eine Temperatur von $600 \text{ }^\circ\text{C}$. Aus diesem Grund analysiert Bild 70 den Einfluss des spezifischen Elektrodenwiderstands der Dornmolybdänelektroden auf die resultierende, simulierte Prozesstemperatur.

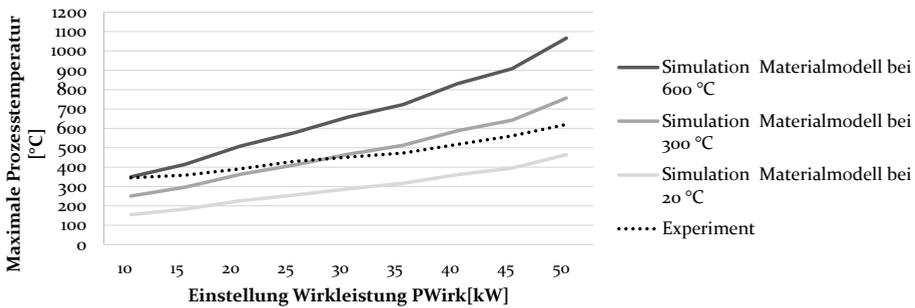


Bild 70: Einfluss des Materialmodells auf die simulierte Prozesstemperatur

Die Abbildung enthält die tatsächlichen und simulierten Maximaltemperaturen, die bei variierenden Elektrodenleitfähigkeitswerten und bei verschiedenen Wirkleistungseinstellungen auftreten. Das in bereits in Kapitel 4.2.2 vorgestellte Materialmodell basiert auf dem Leitfähigkeitswert, der bei Raumtemperatur vorliegt. Hier bildet die Simulation die Steigung der gemessenen Verlaufskurve adäquat ab. Allerdings resultiert das bereits beschriebene Problem des Temperaturversatzes. Zur Lösung dieses Phänomens wird der Leitfähigkeitswert für eine Temperatur von $300 \text{ }^\circ\text{C}$ parametrisiert, wodurch sich der Versatz minimiert. Gleichsam führt eine derartige Eingangsgrößendefinition allerdings zu einer Veränderung des dissipationsbedingten Verhaltens, wodurch sich Änderungen der elektrisch eingebrachten Leistung überproportional auswirken. Die Steigung der Kurve vergrößert sich, so dass diese nicht mehr parallel zur Messfunktion verläuft. Bei Wahl einer realistischen Prozesstemperatur von $600 \text{ }^\circ\text{C}$ verstärkt sich der genannte Effekt weiter. Entsprechend driften die Simulationsergebnisse zunehmend von den tatsächlichen Temperaturverhältnissen ab.

Insgesamt gesehen besitzt der Elektrodenleitfähigkeitswert folglich weitreichende Auswirkungen auf das Simulationsmodell. Hierbei erweist sich eine auf Umgebungstemperatur basierende Parametrierung als die beste

Variante, obgleich die zugehörigen Werte von den tatsächlichen Prozessbedingungen deutlich abweichen. Als Hauptgrund hierfür ist der stationäre Charakter des vorgestellten Modells zu sehen. Damit wird der gepulste, reale Heißscrimprozess lediglich teilweise adäquat abgebildet.

Eine weitere, näher zu betrachtende Randbedingung ist die vorgegebene Temperatur am Elektrodensockel. Sie dient, wie in Kapitel 4.2.1 beschrieben, zur Modellierung der aktiven Kühlung des Werkzeugpaares. Grundsätzlich werden für die nachfolgenden Simulationsexperimente die tatsächlich gemessenen Temperaturen herangezogen. Allerdings verdeutlicht Bild 71, dass in der Wahl dieser Größe ein weiterer wichtiger Einflussfaktor auf die Simulationsergebnisse zu sehen ist.

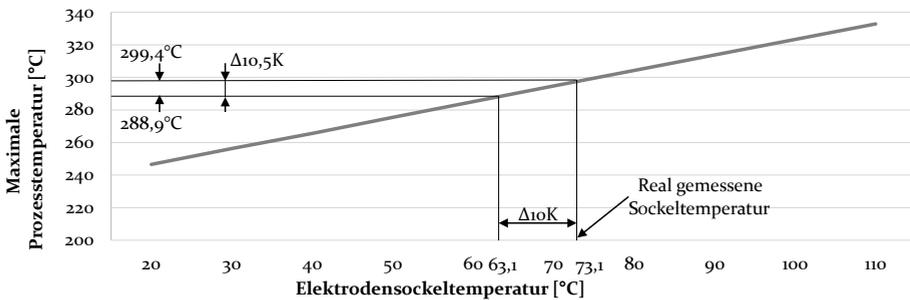


Bild 71: Einfluss der Elektrodensockeltemperatur auf das Simulationsmodell

Die illustrierte Gerade basiert auf den simulierten Gleichgewichtszuständen bei Nutzung einer Molybdändornelektrode sowie einer Leistungseinstellung von $27,9 \text{ kW}$. Sie offenbart, dass bei derartigen Simulationseinstellungen aus einer Adaption der Randbedingung der Kühlungstemperatur um 10 K ein Delta der berechneten Prozesstemperatur um $10,5 \text{ K}$ resultiert. Wird die Randbedingung der Elektrodenkühlung gänzlich ausgeschaltet, resultiert eine Wärmeverteilung mit einem Maximum von 1082 C . Damit handelt es sich bei der Elektrodenkühlung um einen weiteren wesentlichen Einflussfaktor. Die in Kapitel 4.2.2 aufgezeigten Simulationsergebnisse gehen hierbei von der an der Elektrodenoberfläche tatsächlich gemessenen Temperatur von $73,1 \text{ °C}$ als Randbedingung aus. Dadurch entsteht ein weiterer Ansatzpunkt zur Minimierung des Versatzes. Grundsätzlich ist davon auszugehen, dass aufgrund der Wärmetransportvorgänge an den Mantelflächen die reale Temperaturverteilung im Elektrodeninneren deutlich höhere Werte aufweist. Insofern ist eine Steigerung dieser Randbedingung und damit der Ergebnisse denkbar. Da allerdings die tatsächlichen Temperaturen im Elektrodeninneren messtechnisch nicht zu erfassen sind, wird auf eine Anpassung verzichtet.

Abschließend wird der Einfluss der Transportmechanismen der Strahlung und der Konvektion näher betrachtet. Hierzu wird untersucht, wie sich die Ergebnisse des Standardmodells verändern, wenn die Konvektions- respektive Strahlungseffekte vernachlässigt werden. Im Fall der Konvektion verringert sich die maximale Temperatur der Dornelektrode um $19,2\text{ K}$, was einer prozentualen Abnahme von $6,7\%$ entspricht. Werden die Strahlungsverluste nicht berücksichtigt, führt dies zu einer Verminderung der Temperaturverteilung um durchschnittlich $2,5\text{ K}$, bzw. $0,9\%$ der Ausgangsbasis. Damit handelt es sich, in Übereinstimmung mit den Ergebnissen des analytischen Modells, um weitgehend vernachlässigbare Mechanismen im Kontext des Heißcrimpprozesses.

4.3.2 Übertragung der FEM-Simulation auf weitere Werkzeugtypen

Da die Sensitivitäten der vorgestellten Simulationsmethodik beleuchtet sind, wird das zugehörige Modell nun genutzt, um den Heißcrimpprozess anhand von Parameterstudien zu optimieren. Hierbei beschränken sich die Untersuchungen dieses Kapitels auf den Vergleich variierender Elektrodenmaterialien. Sowohl der Einfluss der Schweißleistung als auch der Elektrodenform ist bereits im Zuge des Realitätsabgleichs in Kapitel 4.2.2 aufgezeigt.

Für den Vergleich der potentiellen Elektrodenwerkstoffe werden die Kennwerte aller in Kapitel 3.1.2 vorgestellten Materialien herangezogen. Die Analyse basiert auf einem Kabelschuh mit einer Querschnittsfläche von 35 mm^2 und einer Dornwerkzeugform. Sie quantifiziert die materialspezifischen Wärmeverteilungen, die bei variierenden Leistungseinstellungen auftreten. Bild 72 illustriert die zugehörigen, unter diesen Prämissen resultierenden Maximaltemperaturen über verschiedene Betriebspunkte hinweg.

Es zeigt sich, dass der lineare Anstieg der Maximaltemperaturen über alle betrachteten Werkstoffe hinweg auftritt. Hierbei stimmt die temperaturbezogene Anordnung der Verlaufskurven mit der Reihenfolge der zugehörigen Elektrodenleitfähigkeitswerte überein. Entsprechend sind die Graphen der Werkstoffe TZM und Molybdän übereinander positioniert, da sie sich hier lediglich unwesentlich unterscheiden. Der konkrete Abstand der aufgezeigten Funktionen ist jedoch deutlich ausgeprägter, als dies in der Realität der Fall ist. Die Ursache hierfür ist die Nichtberücksichtigung der spezifischen Wärmekapazitäten der einzelnen Materialien im Zuge des Simulationsmodells.

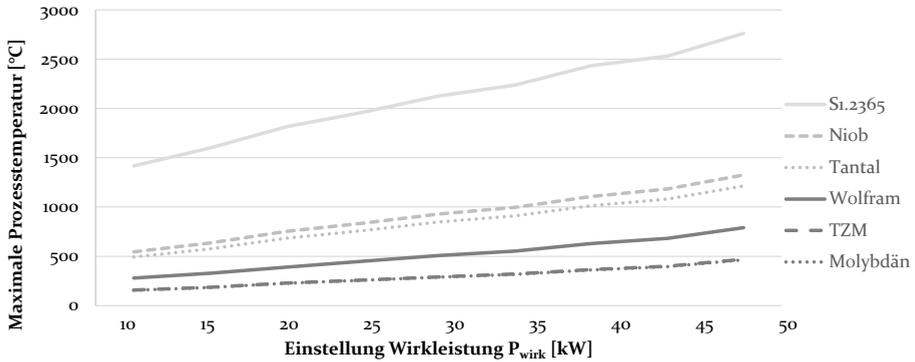


Bild 72: Simulierter, elektrodenmaterialspezifischer Temperaturverlauf für verschiedene Betriebspunkte bei Nutzung der Dornform [S23]

So weist Wolfram beispielhaft einen Wert von 138 J/kgK auf, wohingegen Stahl mit einem Wert von 500 J/kgK einhergeht, weshalb letzterem Werkstoff deutlich mehr Energie zur Erwärmung zugeführt werden muss. In der Folge verringern sich die Abstände der realen Kurven gegenüber den abgebildeten Verläufen deutlich.

Neben dem Verlauf der Maximaltemperaturen über die verschiedenen Betriebspunkte, bietet die Simulation die Möglichkeit, die konkreten Wärmeverteilungen in den Elektroden zu analysieren. So liefern die Isothermen Hinweise darauf, welchen Drähten eine vergleichsweise geringe Wärmeenergie zugeführt wird. Damit sind die potentiellen Schwachstellen einer Verbindung analysiert, wodurch die Möglichkeit zur Reduzierung des Qualifizierungsaufwands bei Versuchsplänen geschaffen wird.

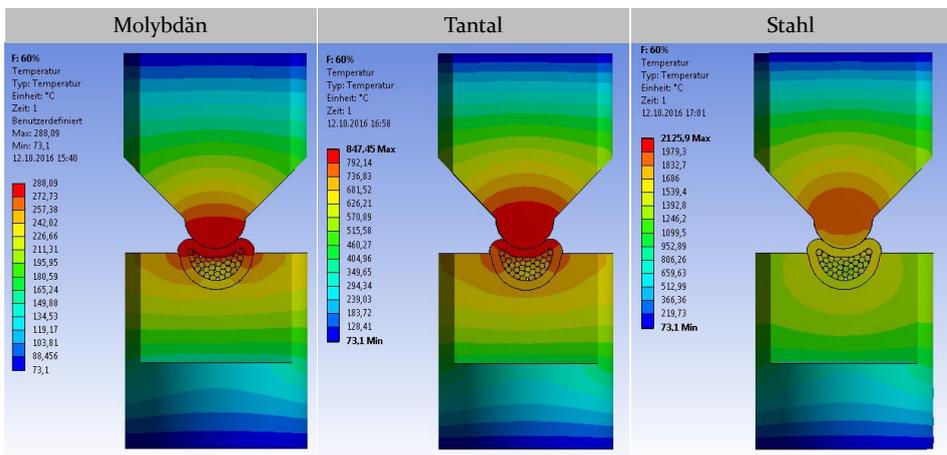


Bild 73: Vergleich der Wärmeverteilung in variierenden Werkzeugmaterialien [S23]

Weiterhin weist der Temperaturverlauf in der Prozesszone auf die Elektrodenbereiche hin, die mit den maximalen thermischen, aber auch mechanischen Beanspruchungen einhergehen. Hierdurch wird das Potential für einen qualitativen Vergleich des Verschleißverhaltens unterschiedlicher Elektrodentypen erschlossen. Beispielhaft veranschaulicht wird dies in Bild 73. Sie zeigt die Wärmeentwicklungen auf, die bei einer Leistungseinstellung von 27,9 kW mit Dornelektroden aus den Werkstoffen Molybdän, Tantal und dem Stahl 1.2365 einhergehen. Bei dem zugehörigen Kabelschuh handelt es sich erneut um eine verzinnete Kupfervariante mit einer Querschnittsfläche von 35 mm².

Hierbei wird die zunehmende Verschiebung des Temperaturmaximums ersichtlich. Während sich der Ort der größten Wärmeverteilung bei Nutzung der Molybdänelektrode im Übergangsbereich zwischen dem Dorn und dem Kabelschuh befindet, fällt das Maximum der Stahlelektrode im Inneren des Dorns an. Dies ist dadurch zu begründen, dass aufgrund des ausgeprägten spezifischen Widerstands entsprechend viel elektrische Energie in Wärme umgewandelt wird. Gleichzeitig reicht jedoch die begrenzte Wärmeleitfähigkeit des Materials nicht aus, um die entstehenden Verluste effektiv an die Elektrodenoberfläche zu leiten. In der Folge muss das Innere des Dorns übermäßig stark thermisch belastet werden, um eine vollständige Kontaktierung aller Drähte der Verbindung zu gewährleisten. Da der zugehörige Bereich zudem ebenso mechanisch hoch belastet wird, handelt es sich hierbei um den Schwachpunkt der Elektrode. Hierdurch ist auch der ausgeprägte Verschleiß der Stahldornelektrode nach bereits einer geringen Anzahl an Versuchen zu erklären (siehe Bild 51).

Insgesamt gesehen handelt es sich beim vorgestellten Ansatz um ein funktionierendes und konsistentes Simulationsmodell, das die mechanischen und thermisch-elektrischen Effekte der Realität qualitativ widerspiegelt. Es erlaubt eine Veranschaulichung der Auswirkungen der variierenden Eingangsgrößen auf die Wärmeverteilung in der Prozesszone und trägt damit massiv zur Erweiterung des Prozessverständnisses bei. Ebenso ist die Simulation zur Auslegung neuer Werkzeugwerkstoffe- und Formen zu nutzen. Allerdings zeigen die Ergebnisvalidierung und die Sensitivitätsanalyse, dass eine genaue Quantifizierung der jeweiligen Einflüsse, insbesondere auf die geforderten Zielgrößen nicht ermöglicht wird. Aus diesem Grund wird nachfolgend die Genauigkeit und Übertragbarkeit eines weiteren Modellierungsansatzes untersucht.

5 Analytischer Ansatz zur Beschreibung des Heißcrimpprozesses

Kapitel 5 dient der Darstellung des dritten Prozessmodellierungsansatzes, der auf der Erarbeitung eines analytischen Gleichungssystems zur Abbildung des Heißcrimpverfahrens basiert. Zur Erfüllung dieser Aufgabe wird das zu betrachtende Teilsystem abgegrenzt und jeder darin ablaufende Vorgang der Wärmeerzeugung und des Wärmetransports beschrieben. Da die resultierende, allgemeingültige Wärmebilanz nicht exakt gelöst werden kann, erfolgt anschließend eine Beschreibung der durchgeführten Vereinfachungen, die eine analytische Berechnung von Lösungswerten ermöglichen. Die Validierung des illustrierten Ansatzes einschließlich einer Sensitivitätsanalyse der in das Ergebnis eingehenden Kenngrößen folgt in Kapitel 5.3.

5.1 Wärmebilanz während des Heißcrimpprozesses

Ausgangspunkt der analytischen Beschreibung des Heißcrimpprozesses ist die Herleitung einer allgemeingültigen Wärmebilanz. Sie beinhaltet alle relevanten Wärmedissipations- und Wärmetransportmechanismen.

5.1.1 Verteilung der Wärmedissipation im Heißcrimpprozess

Der Prozess des Heißcrimpens basiert auf dem Prinzip der widerstandsbasierten Erwärmung. Folglich nutzt das Verfahren die an elektrischen Widerständen abfallende Verlustleistung aus, um die benötigte Energie zur Entlackung aller Drähte eines Kupferdrahtbündels zu generieren. Analog zum Verfahren des Widerstandsschweißens errechnet sich die in elektrischen Leitern dissipierte Wärme anhand Formel 5.1. [107]

$$Q = I^2 R_{Ges} t \quad [J] \quad 5.1)$$

Hierbei stellt I die Stärke des den Leiter durchfließenden Stromes und t die Prozesszeit dar, wohingegen R_{Ges} den Gesamtwiderstand des betrachteten Stromkreises abbildet. Wird sich bei der Aufstellung der Wärmebilanz auf die Prozesszone fokussiert, die aus dem Crimpstempel, dem Crimpamboss, dem Kabelschuh und den darin liegenden Kupferlackdrähten besteht, summiert sich der Gesamtwiderstand aus den vier Komponenten R_s , R_a ,

R_{ks} und R_{db} . Da die Isolation der Lackdrähte zu Beginn des Heißcrimpprozesses in Takt ist, fließt der elektrische Strom vom Crimpstempel über den Kabelschuh in den Amboss. Dies wird in Bild 74 links verdeutlicht.

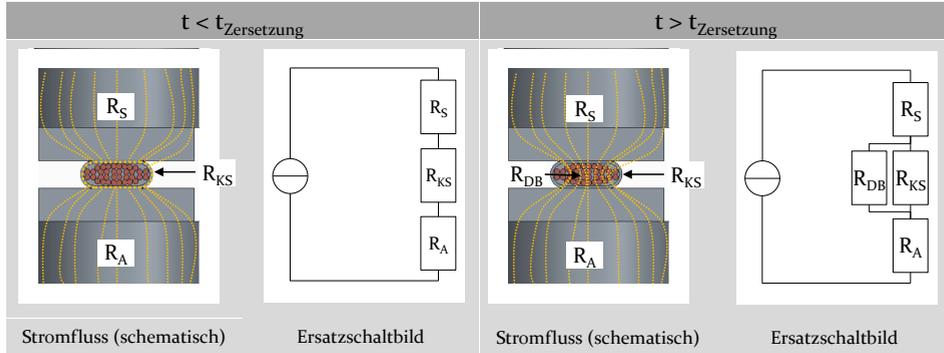


Bild 74: Stromfluss während des Heißcrimpprozesses

Neben den genannten Größen existieren zusätzlich Übergangswiderstände zwischen den Einzelkomponenten. Diese werden allerdings aufgrund des hohen Drucks in der Prozesszone nicht näher beleuchtet. In der Folge errechnet sich der Gesamtwiderstand gemäß Formel 5.2.

$$R_{ges} = R_s + R_{ks} + R_a \quad [Ω] \quad 5.2)$$

Erst wenn das Prozessziel erreicht und Primärisolation in der Prozesszone entfernt ist, fließt der Strom zusätzlich über die nun frei liegenden Kupferdrähte (siehe Bild 74 rechts). In diesem Fall errechnet sich der Gesamtwiderstand idealisiert wie folgt:

$$R_{ges} = R_s + \frac{R_{db} \cdot R_{ks}}{R_{db} + R_{ks}} + R_a \quad [Ω] \quad 5.3)$$

Finden keine Wärmetransportvorgänge statt, so wird die an den elektrischen Widerständen verrichtete Arbeit vollständig in innere Energie umgewandelt, wodurch eine Erhöhung der Bauteiltemperaturen resultiert. Formel 5.4 illustriert den Zusammenhang zwischen der Wärmeenergie Q , der inneren Energie ΔU und der resultierenden Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ im Bauteil. Hierbei stellt m die Masse und c_p die spezifische Wärmekapazität des betrachteten Materials dar. [108]

$$Q = \Delta U = c_p m \Delta\vartheta \quad [J] \quad 5.4)$$

5.1.2 Ermittlung der relevanten Wärmetransportvorgänge im Heißscrimprozess

Tatsächlich jedoch wird nur ein Teil der eingesetzten elektrischen Energie zur Erwärmung des Bauteils genutzt. Die verbleibende Energiemenge wird als Abwärme an die Umgebung abgegeben. Ursächlich hierfür sind Wärmetransportvorgänge, die aus dem inhomogenen Temperaturfeld des Gesamtsystems resultieren. Diese Wärmetransportvorgänge werden danach unterschieden, ob sie stationär oder instationär ablaufen. Stationäre Prozesse haben einen zeitlich unabhängigen Charakter, ergo verhalten sich die innere Energie und damit die Temperatur des betrachteten Körpers im Betrachtungszeitraum konstant. Bei instationären Prozessen verändert sich die Bauteiltemperatur hingegen zeitabhängig. [109]

Wärmetransportvorgänge werden zudem in die drei Mechanismen der Wärmeleitung, der Wärmestrahlung und der Konvektion unterschieden. Als Wärmeleitung wird die in fluiden oder Festkörpern hervorgerufene Übertragung von Wärme bezeichnet [110]. Sie basiert auf diffusen Transportprozessen innerhalb eines Werkstücks oder am Grenzübergang mehrerer Werkstücke, die durch mikroskopisch kleine Bewegungen von Elektronen, Atomen oder Molekülen hervorgerufen werden [109]. Zur allgemeingültigen Beschreibung eines instationären und mehrdimensionalen Wärmeleitungsprozesses ist die in Gleichung 5.5 dargestellte partielle Differentialgleichung zu lösen. Sie berücksichtigt die Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit λ und der spezifischen Wärmekapazität c_p von der Bauteiltemperatur. Die Dichte ρ wird hingegen als konstant angenommen. [110]

$$\rho c_p(\vartheta) \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \operatorname{div} [\lambda(\vartheta) \operatorname{grad} \vartheta] + \dot{W}(\vartheta, \mathbf{x}, t) \quad [W] \quad 5.5)$$

Hierbei repräsentiert $\partial \vartheta / \partial t$ den zeitlichen Temperaturverlauf im Bauteil und $\operatorname{grad} \vartheta$ einen als Temperaturgradienten bezeichneten Vektor, der die Inhomogenität des Temperaturfelds im Bauteil charakterisiert. Das Produkt aus diesem Vektor und der Wärmeleitfähigkeit wird als Wärmestromdichte \dot{q} definiert und stellt die pro Zeit- und Volumeneinheit übertragene Wärmeenergie dar. Die Berechnung der Divergenz der Wärmestromdichte ergibt eine skalare Größe. Sie bestimmt, ob Wärme dem Volumenteilchen zu- oder abgeführt führt. Der Term $\dot{W}(\vartheta, \mathbf{x}, t)$ wird als Leistungsdichte bezeichnet und ebenfalls pro Zeit- und Volumeneinheit berechnet. Er bildet Wärmequellen innerhalb des betrachteten Bauteils ab, die beispielsweise aus chemischen Reaktionen resultieren. [110]

Gleichung 5.5 ist in der Regel nicht exakt zu lösen, sondern lediglich numerisch anzunähern. Aus diesem Grund wird vielfältig angenommen, dass neben der Bauteildichte ebenso die Wärmeleitfähigkeit und die Wärmekapazität des betrachteten Bauteils konstante Werte annehmen. In diesem Fall gilt unter Annahme eines kartesischen Koordinatensystems der folgende Zusammenhang [110]:

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c_p} \left(\frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + \frac{\dot{W}}{\rho c_p} \quad \left[\frac{K \cdot m^3}{s} \right] \quad 5.6)$$

Die Ausdrücke $\partial^2 \vartheta / \partial x^2$, $\partial^2 \vartheta / \partial y^2$ und $\partial^2 \vartheta / \partial z^2$ stellen hierbei die Krümmung des Temperaturverlaufs in der Umgebung des betrachteten Volumenelements dar. Sind die jeweiligen Werte positiv, so wird Energie zugeführt und die Temperatur des Volumenelements steigt an. [109]

Der nächste Wärmetransportmechanismus ist die Übertragung von Wärmeenergie durch elektromagnetische Strahlung. Dieser ohne stofflichen Träger ablaufende Vorgang basiert darauf, dass alle Körper Wärmestrahlung unterschiedlicher Wellenlängen aussenden. Die resultierende, ausgesendete Wärmestromdichte \dot{q} errechnet sich gemäß Formel 5.7. Hierbei stellt ε einen materialabhängigen Wert dar, der das Abstrahlverhalten des Werkstücks charakterisiert. Er wird als Emissionskoeffizient bezeichnet und weist einen Wertebereich zwischen null und eins auf. Zusätzlich ist die Stefan-Boltzmann Konstante σ_{Str} zu berücksichtigen. Sie beträgt $5,6704 \cdot 10^{-8} \frac{W}{m^2 K^4}$. [109]

$$\dot{q}_{s_real} = \varepsilon \sigma_{Str} T^4 \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad 5.7)$$

Betrachtet man ein reales System, so liegen Werkstücke allerdings nicht isoliert voneinander vor, sondern stehen in gegenseitiger Wechselwirkung zu benachbarten Körpern. Der resultierende Nettowärmestrom errechnet sich unter der Annahme von Luft als Umgebungsmedium näherungsweise anhand des Zusammenhangs 5.8. In dieser Formel bezeichnet der Index 1 den zu betrachtenden Körper und der Index 2 den ihn umschließenden Raum. [109]

$$\dot{Q} = \frac{\sigma_{Str} A_1 (T_1^4 - T_2^4)}{\frac{1}{\varepsilon_1} + \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) \frac{A_1}{A_2}} \quad [W] \quad 5.8)$$

Für den Fall, dass die Abmessungen des umgebenden Raums die Maße des zu berechnenden Körpers deutlich übersteigen, lässt sich jedoch die Ermittlung des Nettowärmestroms erheblich vereinfachen. In der Folge reicht die Bestimmung des vom Körper abgestrahlten Wärmestroms gemäß Formel 5.7 aus.

Der Begriff der Konvektion definiert den Transport von Teilchen, Impulsen oder Energie in strömenden Flüssigkeiten oder Gasen [109]. Die Dichte des konvektiven Wärmestroms \dot{q}_W eines Körpers mit der Wandtemperatur ϑ_W errechnet sich, unter der Annahme einer ungehinderten, freien Anströmung, wie folgt [109]:

$$\dot{q}_W = \frac{Nu \lambda}{L} (\vartheta_W - \vartheta_U) \quad \left[\frac{W}{m^2} \right] \quad 5.9)$$

Zur Bestimmung der Wärmestromdichte wird neben der Wärmeleitfähigkeit λ des Materials und der Umgebungstemperatur des Fluids ϑ_U die charakteristische Länge des umströmten Körpers L benötigt. Sie errechnet sich, wie Formel 5.10 verdeutlicht, aus dem Quotienten zwischen der wärmeübertragenden Oberfläche des Körpers A und dem Umfang der in Strömungsrichtung projizierten Fläche U_s .

$$L = \frac{A}{U_s} \quad [m] \quad 5.10)$$

Weiterhin ist für die Quantifizierung der konvektiven Wärmestromdichte die Nußelt-Zahl von Bedeutung. Die Bestimmung dieser dimensionslosen Kennzahl wird durch die Strömungsbedingungen beeinflusst. Liegt der Zustand der freien Konvektion vor, resultiert die am Bauteil wirkende Strömung aus Temperatur- und Dichteunterschieden im Fluid. In diesem Fall errechnet sich die Nußelt-Zahl anhand der Prandtl-Zahl Pr und der Grashof-Zahl Gr gemäß Gleichung 5.11. [111]

$$Nu_{frei} = 0,528 Pr^{\frac{1}{3}} Gr^{0,25} \quad [dimensionslos] \quad 5.11)$$

Bei beiden Kennzahlen handelt es sich um dimensionslose Größen. Während die Prandtl-Zahl ein temperatur- und druckabhängiger Materialparameter ist, beschreibt die Grashof-Zahl das Verhältnis zwischen den im Fluid auftretenden Auftriebs- und Reibungskräften. Sie ist als Funktion der Erdbeschleunigung g , dem räumlichen Wärmeausdehnungskoeffizienten

β , der Temperaturdifferenz $\Delta\vartheta$ sowie der charakteristischen Länge L definiert. Weiterhin ist die materialabhängige Größe der kinematischen Viskosität ν zu berücksichtigen (siehe Gleichung 5.12). [112]

$$Gr = \frac{g \beta_v \Delta\vartheta L^3}{\nu^2} \quad [dimensionslos] \quad 5.12)$$

Resultiert der Wärmestrom hingegen aus einem externen Energieeintrag, liegt der Zustand der erzwungenen Konvektion vor. In diesem Fall ist zur Bestimmung der Nußelt-Zahl die dimensionslose Reynoldszahl von Nöten, die das Turbulenzverhalten der Strömung beschreibt. Sie errechnet sich gemäß Formel 5.13 anhand der Strömungsgeschwindigkeit w , der charakteristischen Länge des umströmten Körpers L und der kinematischen Viskosität ν .

$$Re = \frac{w L}{\nu} \quad [dimensionslos] \quad 5.13)$$

Die Reynoldszahl dient der Abgrenzung von turbulenten und laminaren Strömungen. Liegt sie in einem Wertebereich kleiner als 1000, wird eine laminare Strömung beschrieben [110]. In diesem Fall ist die Nußelt-Zahl wie folgt zu bestimmen:

$$Nu_{lam} = 0,664 Re^{1/2} Pr^{1/3} \quad [dimensionslos] \quad 5.14)$$

Überschreitet die Reynoldszahl hingegen Werte von mehr als 500.000, spricht man von einer turbulenten Strömung. Hier ist die Nußelt-Zahl anhand Gleichung 5.15 zu quantifizieren.

$$Nu_{turb} = \frac{0,037 Re^{0,8} Pr}{1 + 2,443 Re^{-0,1} (Pr^{2/3} - 1)} \quad [dimensionslos] \quad 5.15)$$

Ist die Reynoldszahl zwischen den genannten Grenzwerten situiert, liegt eine Mischströmung vor. In diesem Fall bestimmt sich die Nußelt-Zahl auf Basis von Gleichung 5.16.

$$Nu_{erzw} = \sqrt{Nu_{lam}^2 + Nu_{turb}^2} \quad [dimensionslos] \quad 5.16)$$

Überträgt man die dargelegten Wärmeerzeugungs- und Transportvorgänge auf den Heißkrimprozess, sind alle in Bild 75 illustrierten Größen zu berücksichtigen. Als Systemgrenzen dienen die Crimpelektroden, da die Betrachtung auf den originären Crimpprozess beschränkt wird. Mögliche Eigenheiten der verwendeten Heißkrimanlage in Bezug auf die Stromerzeugung und Stromleitung werden somit eliminiert.

Der Heißkrimprozess basiert auf der widerstandsbasierten Erzeugung von Wärmeenergie. Dieser Energieeintrag wird zunächst durch die Teilenergieeinträge Q_s , Q_{ks} und Q_a hervorgerufen. Bereits während des Erwärmungsvorgangs wird ein Teil der resultierenden Wärmeenergie kontinuierlich von den Crimpelektroden in den Kabelschuh und von dort in das Lackdrahtbündel geleitet. Die entsprechenden Wärmeströme werden durch die Kenngrößen $\dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow s}}$, $\dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow a}}$ und $\dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow Draht}}$ repräsentiert.

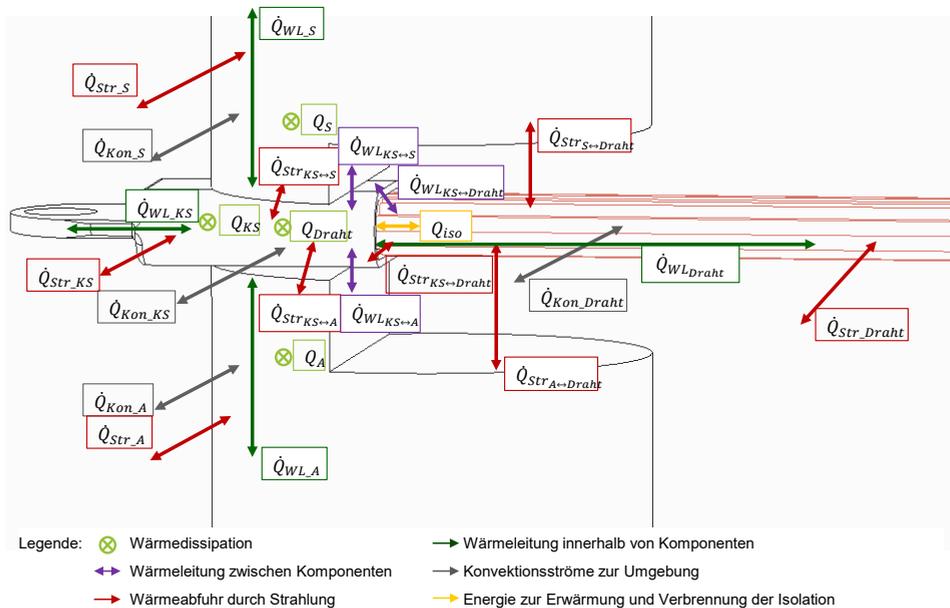


Bild 75: Wärmeübertragungsprozesse während des Heißkrimens [S24]

Allerdings wird die in die Verbindungszone eingebrachte Wärmeenergie teilweise entlang der Einzeldrähte wieder aus dem Verbindungsbereich hinausgeleitet. Der zugehörige Wärmestrom wird als $\dot{Q}_{WL_{Draht}}$ bezeichnet. Ebenso führen Wärmeleitungsvorgänge innerhalb der bestromten Komponenten zu einer Verringerung der Wärmemenge im Prozessbereich. Die zugehörigen Wärmeströme werden als \dot{Q}_{WL_s} , $\dot{Q}_{WL_{ks}}$ sowie \dot{Q}_{WL_a} .

bezeichnet und werden durch Temperaturunterschiede im Kabelschuh beziehungsweise in den Elektroden verursacht. Neben den Wärmeleitungsprozessen beeinflussen sich die sich erwärmenden Systemkomponenten in Form von Wärmestrahlung. Hierbei ist zwischen Strahlungsenergie, die zwischen den betrachteten Einzelkomponenten ausgetauscht wird und Strahlungsenergie, die das Gesamtsystem verlässt, zu unterscheiden. So bilden die Nettowärmeströme $\dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow s}}$, $\dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow a}}$, $\dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow Draht}}$, $\dot{Q}_{Str_{s \leftrightarrow Draht}}$ und $\dot{Q}_{Str_{a \leftrightarrow Draht}}$ die Strahlungsenergien ab, die die Wechselwirkungen zwischen dem Kabelschuh, den Crimpelektroden und dem Kupferlackdraht charakterisieren. Die Wärmeströme \dot{Q}_{Str_s} , $\dot{Q}_{Str_{ks}}$, \dot{Q}_{Str_a} und $\dot{Q}_{Str_{Draht}}$ verlassen hingegen das betrachtete System und führen damit zu einer Erwärmung der Umgebung.

Da im Fall eines erfolgreichen Prozessablaufs die duroplastischen Harze thermisch zersetzt werden, entstehen beim Heißscrimpen prozessinhärente, gesundheitsschädigende Dämpfe. Diese sind in jedem Fall abzusaugen um eine Gefährdung von Mitarbeitern zu verhindern. Aus diesem Grund werden im Prozessmodell auch die konvektiven Wärmeströme \dot{Q}_{Kon_s} , $\dot{Q}_{Kon_{ks}}$, \dot{Q}_{Kon_a} und $\dot{Q}_{Kon_{Draht}}$ berücksichtigt. Sie bilden die durch die Absaugung hervorgerufene erzwungene Konvektion am Kabelschuh, den Crimpelektroden und am Drahtbündel ab. Die beschriebenen Wärmeerzeugungs- und Transportvorgänge rufen in allen Komponenten des Systems eine Erhöhung der inneren Energie ΔU hervor. Im Fall des Lackdrahtbündels führt diese eingebrachte innere Energie zu einer Erwärmung und schließlich Verbrennung der Primärisolation in der Verbindungszone. Die hierfür notwendige Grenzenergiemenge wird als Q_{iso} bezeichnet. Ist der Prozess mit dem Erreichen dieser Energiemenge noch nicht beendet, fließt der von außen angelegte Strom nun auch durch das Drahtbündel. Sodass eine zusätzliche Wärmekomponente Q_{Draht} entsteht.

Basierend auf diesen Überlegungen ist die globale Energiebilanz des Heißscrimpprozesses gemäß Gleichung 5.17 aufzustellen. Sie beschreibt die Energiezu- und Energieabflüsse des Gesamtsystems. Da die Wärmeleitungsmechanismen sowie die strahlungsbedingten Nettowärmeströme zwischen dem Kabelschuh, den Elektroden und dem Draht lediglich eine systeminhärente Energieumverteilung abbilden, sind sie in der globalen Energiebilanz nicht näher zu berücksichtigen. Die Variable t_p bezeichnet die Prozesszeit.

$$Q_s + Q_{ks} + Q_a + Q_{Draht} = t_p * (\dot{Q}_{Kon_s} + \dot{Q}_{Kon_{ks}} + \dot{Q}_{Kon_a} + \dot{Q}_{Kon_{Draht}}) + t_p * (\dot{Q}_{Str_s} + \dot{Q}_{Str_{ks}} + \dot{Q}_{Str_a} + \dot{Q}_{Str_{Draht}}) + Q_{iso} + \Delta U_s + \Delta U_{ks} + \Delta U_a + \Delta U_{Draht} \quad [1] \quad 5.17$$

Ebenso ist eine Energiebilanz für jede Teilkomponente des Systems aufzustellen. Für den Stempel und den Amboss gilt folgendes Gleichgewicht:

$$Q_{S,A} = t_p * (\dot{Q}_{Kon_{s,a}} + \dot{Q}_{Str_{s,a}} + \dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow s,a}} + \dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow s,a}} \dot{Q}_{Str_{s,a \leftrightarrow Draht}}) + \Delta U_{s,a} \quad [1] \quad 5.18$$

Dem Kabelschuh kommt als Wärmevermittler eine wesentliche Rolle zu. Seine Energiebilanz ist in Gleichung 5.19 veranschaulicht.

$$Q_{ks} = t_p * (\dot{Q}_{Kon_{ks}} + \dot{Q}_{Str_{ks}} + \dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow s,a}} + \dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow s,a}} + \dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow Draht}} + \dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow Draht}}) + \Delta U_{ks} \quad [1] \quad 5.19$$

Anhand der Wärmebilanz des Kupferlackdrahtes ist die zur Entlackung notwendige Wärmeenergie zu ermitteln. Sie errechnet sich gemäß Formel 5.20.

$$Q_{Draht} = t_p * (\dot{Q}_{Kon_{Draht}} + \dot{Q}_{Str_{Draht}} + \dot{Q}_{Str_{s,a \leftrightarrow Draht}} + \dot{Q}_{Str_{ks \leftrightarrow Draht}}) + t_p * (\dot{Q}_{WL_{ks \leftrightarrow Draht}} + \dot{Q}_{WL_{Draht \leftrightarrow Draht}}) + Q_{iso} + \Delta U_{Draht} \quad [1] \quad 5.20$$

Diese allgemeingültigen Wirkzusammenhänge werden nachfolgend genutzt, um die Prozessauslegung zu unterstützen. Eine zentrale Frage, der in diesem Zusammenhang nachgegangen wird, ist die Ermittlung des minimalen Energieverbrauchs der, bei Verwendung des Heißkrimprozesses, zum Entlacken eines gegebenen Kupferlackdrahtbündels benötigt wird. Aus der Kenntnis dieses theoretischen Minimums können Prozessparameter abgeleitet werden, welche die Herstellung von qualitativ hochwertigen Verbindungen bei gleichzeitig minimalem Energieverbrauch, minimaler Taktzeit und maximaler Werkzeugstandzeit bedingen. [113]

5.2 Analytische Berechnung des minimalen Energieverbrauchs zum vollständigen Abisolieren von Kupferlackdrahtbündeln

Bei näherer Betrachtung des realen Heißcrimpprozesses, wird deutlich, dass alle relevanten Wärmeerzeugungs- und Transportvorgänge mehrdimensional und instationär ablaufen. Derart komplexe Wärmebilanzen sind selbst unter Annahme von konstanten Materialkennwerten nur in Ausnahmefällen mathematisch exakt lösbar [110]. Aus diesem Grund basiert die Berechnung des minimalen Energieverbrauchs auf realitätsnahen Vereinfachungen, welche die Komplexität des Gleichungssystems reduzieren.

Diese werden im nachfolgenden Kapitel vorgestellt und anhand von Messdaten begründet. Anschließend wird das konkrete Gleichungssystem strukturiert erarbeitet. Der letzte Abschnitt dieses Kapitels dient der Anwendung der Berechnungsmethodik. Hier werden die aufgestellten Zusammenhänge genutzt, um den minimalen Energieverbrauch zu bestimmen, der zum Entlacken eines beispielhaften Kupferlackdrahtbündels benötigt wird.

5.2.1 Vereinfachende Annahmen des Berechnungssystems

Zunächst sind die wesentlichen Vereinfachungen vorzustellen, auf denen der analytische Berechnungsansatz beruht. Eine zentrale Annahme hierbei ist in Bild 76 veranschaulicht. Sie zeigt den Verlauf der Schweißelektroden-temperatur beim Heißcrimpen über die Taktzeit. Der illustrierte gemessene Prozessverlauf basiert auf Messungen mit dem bereits in den Kapiteln 3.3.2 sowie 4.2 verwendeten, kalibrierten Quotientenpyrometer, das eine Messgenauigkeit von 3 % aufweist. Es wird ersichtlich, dass zur Generierung der notwendigen Wärmemenge mehrere Strompulse eingesetzt werden (siehe ebenso Kapitel 3.1.2). Hierbei wird die Maximaltemperatur an den Elektroden nahezu bereits mit dem ersten Stromimpuls erreicht. Die nachfolgenden Impulse dienen hingegen der Aufrechterhaltung des Temperaturniveaus. Aus diesem Grund wird zur Berechnung des minimalen Energieverbrauchs der Heißcrimpprozess in eine stationäre und instationäre Phase eingeteilt. Während der Zeit t_{instat} wird lediglich die Wärmedissipation in den Elektroden und dem Kabelschuh sowie die Wärmeleitung innerhalb der Elektroden $\dot{Q}_{WL,S}$ und $\dot{Q}_{WL,A}$ betrachtet. Nachdem der erste Impuls beendet ist, beginnt die stationäre Phase, in der sich annahmehaft die Prozesstemperatur nicht ändert. Nur in diesem Abschnitt erfolgt eine Berücksichtigung der verbleibenden Wärmetransportmechanismen.

5.2 Analytische Berechnung des minimalen Energieverbrauchs zum vollständigen Abisolieren von Kupferlackdrahtbündeln

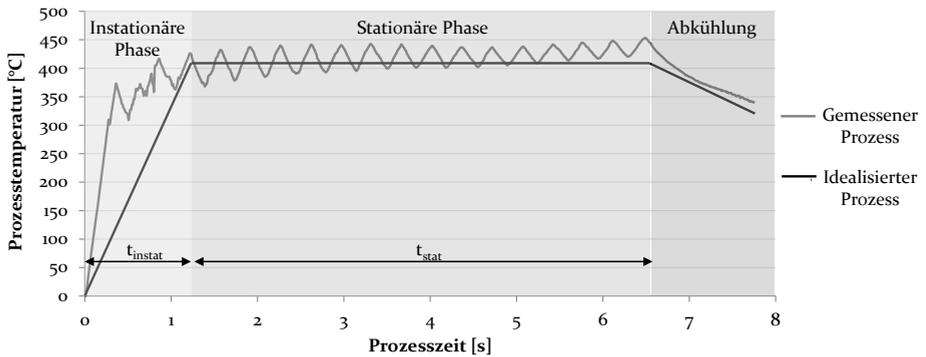


Bild 76: Temperaturverlauf des Heißcrimpprozesses

Weiterhin werden alle verwendeten Materialkennwerte als konstant angesehen, da sich die Prozesstemperatur während der stationären Phase des idealisierten Prozessablaufs nicht verändert. Gleichzeitig wird hierdurch erst die Möglichkeit zur Bestimmung einer mathematisch exakten Lösung geschaffen. Als nächste Einschränkung wird im Zuge der Berechnung angenommen, dass die Umformarbeit im Kabelschuh mit Beginn der analytischen Betrachtung bereits abgeschlossen ist. Folglich wird der Energieaufwand zur Kabelschuhverformung nicht berücksichtigt. Ebenso wird vernachlässigt, dass sich die elektrischen Ströme und die resultierenden Wärmetransportvorgänge im verformten Zustand gegenüber dem Strom- und Wärmefluss in einem unverformten Kabelschuh unterscheiden.

Schlussendlich wird eine Reihe von Wärmetransportvorgängen auch in der stationären Phase nicht näher betrachtet, da ihr zu erwartender Einfluss auf das Endergebnis minimal ist. Hierbei handelt es sich um die konvektiven Wärmeströme in den Elektroden sowie am Draht, da davon auszugehen ist, dass die Absaugung genau auf den Kabelschuh ausgerichtet ist. Daneben werden die Wärmeleitungsmechanismen zwischen den Elektroden und dem Kabelschuh sowie innerhalb des Kabelschuhs nicht berücksichtigt, da vorausgesetzt wird, dass mit Beendigung der instationären Phase kein Temperaturunterschied mehr zwischen dem Kabelschuh und den Elektroden existiert.

Bei der Beschreibung der Wärmeleitung innerhalb der Drähte findet das Modell der Rippe Anwendung, da sich in Übereinstimmung mit [17] der Großteil der Wärme in einem Kupferlackbündel lediglich eindimensional entlang der Drähte ausbreitet. Als Folge dieser Annahme ist der Strahlungsaustausch zwischen den Drähten und der Umgebung zu vernachlässigen [110]. Zusätzlich wird der Strahlungsaustausch zwischen dem Kabelschuh und der Umgebung sowie dem Kabelschuh und dem Draht

außerhalb der Prozesszone nicht berücksichtigt, weil ein Großteil der Kabelschuhoberfläche von den Crimpelektroden bedeckt ist. Auch der Strahlungsaustausch zwischen den Elektroden und dem Drahtbündel geht nicht in die Berechnung ein, da das Bündel nur einen sehr geringen Bereich der Elektrodenumgebung abdeckt. Abschließend wird die Wärmedissipation im Draht nicht näher betrachtet, da sie erst erfolgt, wenn die Drähte bereits abisoliert sind und damit der minimale Energieverbrauch überschritten ist. Bei Umsetzung der getroffenen Vereinfachungen reduziert sich die allgemeine Wärmebilanz des Heißcrimprozesses deutlich. Die verbleibenden Wärmeströme sind in Bild 77 dargestellt.

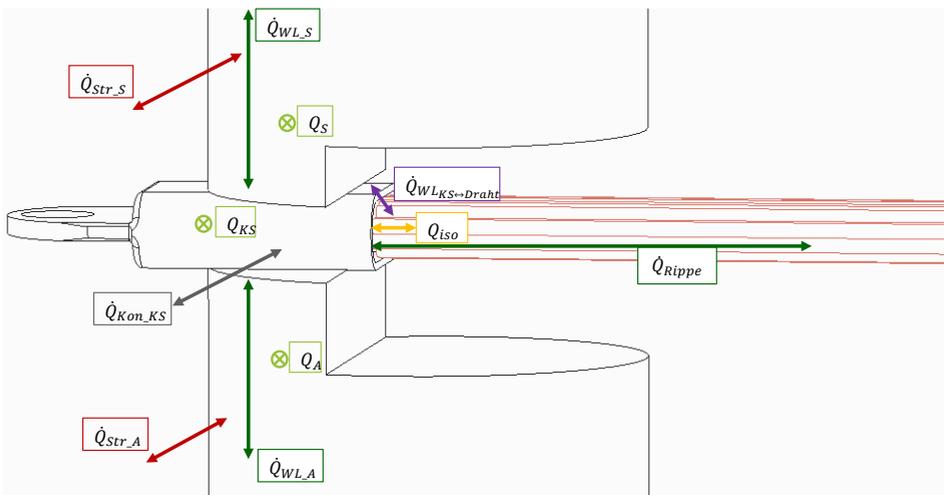


Bild 77: Vereinfachte Wärmebilanz des Heißcrimprozesses[S24]

5.2.2 Bestimmung des Energieverbrauchs der instationären Prozessphase

Basierend auf dieser vereinfachten Wärmebilanz wird nachfolgend die Berechnung des minimalen Energieverbrauchs zur Entlackung eines bestimmten Bündels aus Kupferlackdrähten illustriert. Der zugehörige Rechenweg wird am Beispiel von Stahlflachelektroden und einem Bündel aus 36 Einzeldrähten mit einer Isolation der Wärmeklasse H, einem Durchmesser von jeweils 1 mm sowie einem passenden Kabelschuh veranschaulicht. Die Methodik ist jedoch auch auf beliebige andere Elektroden und Werkstückpaarungen anwendbar. In einem ersten Schritt ist der Energieverbrauch des instationären Prozessfensters zu quantifizieren. Gemäß den getroffenen Annahmen errechnet er sich wie folgt:

$$Q_{\text{Instationär}} = Q_{\text{dis}} + Q_{\text{WL}_a} + Q_{\text{WL}_s} \quad [J] \quad 5.21)$$

Die insgesamt im System dissipierte Energie Q_{dis} ist gemäß Formel 5.1 anhand der Aufwärmzeit der Elektroden, anhand der Stärke des korrespondierenden Stromes und anhand der Widerstände im System zu bestimmen. Da es sich bei den Einzelwiderständen um eine Reihenschaltung handelt, kann ein Faktor K_{It} eingeführt werden, der für das komplette System als konstant anzusehen ist. Er ist nach Gleichung 5.22 definiert:

$$K_{It} := I^2 \cdot t_{\text{instat}} \quad [A^2 \cdot s] \quad 5.22)$$

Obleich dieser Faktor im gesamten System konstant ist, ruft er aufgrund der variablen Einzelwiderstände in den unterschiedlichen Komponenten des Systems voneinander abweichende Wärmeenergien hervor. So fließt der Strom im Abschnitt des Elektrodenabsatzes nur durch einen begrenzten Teilbereich, wodurch sich die größte Wärmedissipation einstellt. Dieser Teilbereich wird aufgrund des hier nahezu parallelen Stromflusses als Quader angenommen, dessen Volumen sich anhand der Höhe h_{Quader} , Breite b_{Quader} und Länge l_{Quader} bestimmt (siehe Bild 78 rechts). Wird ein entsprechend hoher Energieeintrag in der Elektrode gewährleistet, sind die Abmessungen der Glühzone im realen System erkennbar. Dieses Phänomen wird ebenso in Bild 78 (links) verdeutlicht.

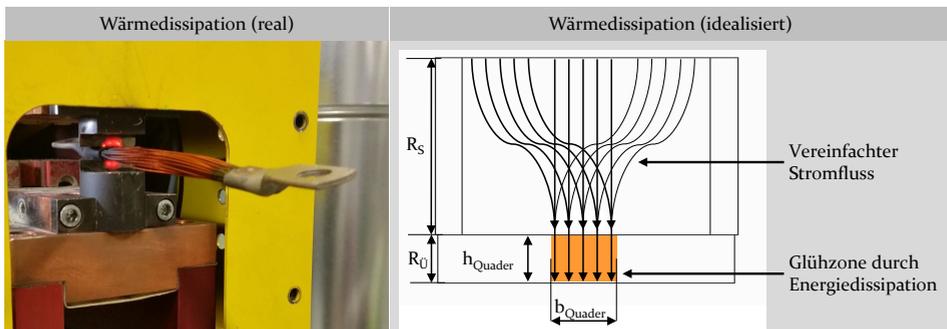


Bild 78: Reale (links) und modellierte (rechts) Wärmedissipation einer Flachelektrode

Das angestrebte Ziel der instationären Phase ist die Erwärmung des Übergangsbereichs zwischen dem Kabelschuh und den Elektroden auf die angestrebte Prozesstemperatur $T_{p,max}$. Der hierzu notwendige Stromfluss lässt sich durch Umstellung von Formel 5.1 und 5.4 wie folgt bestimmen:

$$K_{It} = m_{S,\text{ÜB}} c_{p,\text{Stahl}} \frac{T_{p,max} - T_u}{R_{\ddot{u}}} \quad [A^2 \cdot t] \quad 5.23)$$

Weiterhin sind die Widerstände des Kabelschuhs R_{ks} , der Elektroden im Bereich des Absatzes $R_{\ddot{u}}$ sowie der Elektroden im verbleibenden Abschnitt R_s bzw. R_a messtechnisch oder rechnerisch zu erfassen. Allgemein ist hierzu Formel 5.24 heranzuziehen, wobei ρ den spezifischen Widerstand darstellt.

$$R_{\ddot{u}} = \rho_{el} \frac{l_{Leiter}}{A_{Leiter}} \quad [\Omega] \quad 5.24)$$

Setzt man den errechneten Stromfluss aus Gleichung 5.23 in die weiteren, stromführenden Komponenten des Gesamtsystems ein, errechnet sich die insgesamt dissipierte Energie anhand des folgenden Zusammenhangs:

$$Q_{dis} = K_{It} * (2 * R_{\ddot{u}} + R_s + R_a + R_{ks} + 2 * R_{Zuleitung}) \quad [J] \quad 5.25)$$

Außerdem ist die infolge der Wärmedissipation hervorgerufene Temperatur in den einzelnen Teilkomponenten zu bestimmen. Hierzu wird Gleichung 5.23 nach der Werkzeugtemperatur T_a respektive T_s aufgelöst:

$$T_a = K_{It} \frac{R_{TK}}{c_{p,TK} m_{TK}} + T_u \quad [K] \quad 5.26)$$

Neben der Wärmedissipation stellt gemäß Formel 5.21 die Wärmeleitung innerhalb der Elektroden die zweite wesentliche Energieverbrauchskomponente in der instationären Phase dar. Wie Kapitel 5.1 aufzeigt, ist zur Berechnung derartiger Wärmeleitungseffekte grundsätzlich die Gleichung 5.6 heranzuziehen. Da die allgemeine Form der Wärmeleitungsgleichung in der Regel allerdings nicht analytisch zu lösen ist, wird die Prämisse eines unendlich ausgedehnten Körpers, in dem sich ein eindimensionaler Wärmefluss ausbreitet, unterstellt. In diesem Fall vereinfacht sich der Term zu [110]:

$$Q_{WL}(t) = A_{gl} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot b \cdot (T_{p,max} - T_a) \cdot \sqrt{t_{instat}} \quad [J] \quad 5.27)$$

Hierbei erstreckt sich die Richtung des annahmegemäß eindimensionalen Wärmeflusses von der Glühzone entlang der Elektrodenachse bis zur Auflagefläche der Elektroden auf den Zuleitungen (siehe Bild 79). Der Energiebetrag, der durch die Wärmeleitung abgeführt wird, verhält sich direkt proportional zum dissipationsbedingtem Temperaturgefälle in den Elektroden, das durch die Größen $T_{p,max}$ und T_a beschrieben ist.

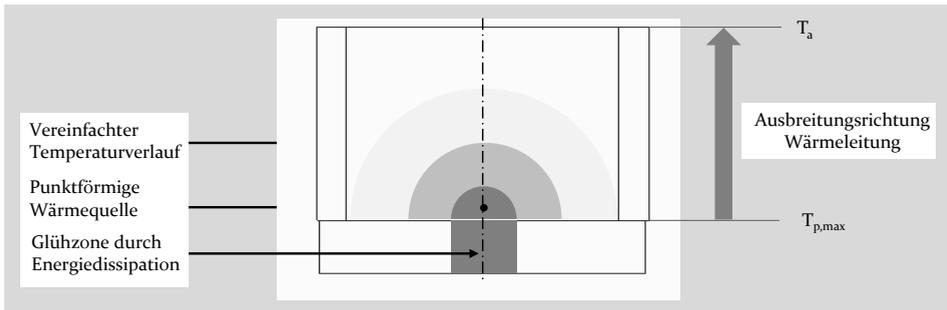


Bild 79: Modell der elektrodeninternen Wärmeleitungsvorgänge

Zusätzlich zum Temperaturgefälle sowie der bereits berechneten Querschnittsfläche der Prozess- bzw. Glühzone A_{gl} , wird zur Beschreibung der abgeleiteten Wärme die instationäre Prozesszeit t_{instat} benötigt. Außerdem ist der materialabhängige Wärmeeindringkoeffizient b zu bestimmen. Er ist durch die Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität sowie die Dichte des Elektrodenmaterials determiniert:

$$b = \sqrt{\lambda \cdot c_p \cdot \rho_m} \quad \left[\frac{J}{m^2 K \sqrt{s}} \right] \quad 5.28)$$

Anhand der Relationen 5.27 und 5.28 ist der Wärmeeindringkoeffizient und darauf aufbauend die Wärmeleitung in den beiden Crimpelektroden zu quantifizieren. Anschließend ergibt sich gemäß Gleichung 5.21 der Gesamtenergiebedarf der instationären Prozessphase aus der Summe der Dissipationsenergie und der Wärmeleitungsverluste in den Elektroden.

Damit ist die Bestimmung des instationären Energiebedarfs abgeschlossen. Entsprechend schließt sich die Ermittlung aller Energieverbrauchskomponenten des stationären Zustands an.

5.2.3 Bestimmung des Energieverbrauchs der stationären Prozessphase

In der nachfolgenden, isothermen Prozessphase sind grundsätzlich alle Wärmeströme aus Bild 77 zu berücksichtigen. Die einzige Ausnahme hierbei stellen die Wärmequellen Q_s , Q_{ks} und Q_a dar. Sie werden in dieser Prozessphase nicht einbezogen, da annahmegemäß im stationären Abschnitt weder die Temperatur des Kabelschuhs noch der Elektroden variiert.

Zunächst ist die Wärmeenergie Q_{iso} zu ermitteln. Sie repräsentiert den Energiebetrag, der erforderlich ist, um die duroplastische Primärisolation der Lackdrähte vollständig thermisch zu zersetzen. Zur Quantifizierung dieses Wertes ist, unter der Annahme eines schlagartig stattfindenden Zersetzungsprozesses, die Gleichung 5.4 heranzuziehen. Adaptiert man diesen Zusammenhang, errechnet sich Q_{iso} anhand der Gesamtmasse der Isolation aller Drähte m_{iso} , der spezifischen Wärmekapazität der Isolation $c_{p,iso}$, der Umgebungstemperatur T_u und der zur Zersetzung der Isolation benötigten Temperatur $T_{p,max}$.

$$Q_{iso} = m_{iso} \cdot c_{p,iso} \cdot (T_{p,max} - T_u) \quad [J] \quad 5.29)$$

Während die spezifische Wärmekapazität Tabellenwerten zu entnehmen ist, bestimmt sich die Masse der Isolationsschichten anhand des Volumens und der Dichte des zugehörigen Werkstoffs. Weiterhin ist $T_{p,max}$ zu determinieren. In diesem Zusammenhang ist zu berücksichtigen, dass es sich bei der Zersetzungstemperatur nicht um eine Konstante, sondern um eine zeitabhängige Funktion $T_{p,max}(t_{stat})$ handelt. Bild 80 veranschaulicht einen derartigen Verlauf.

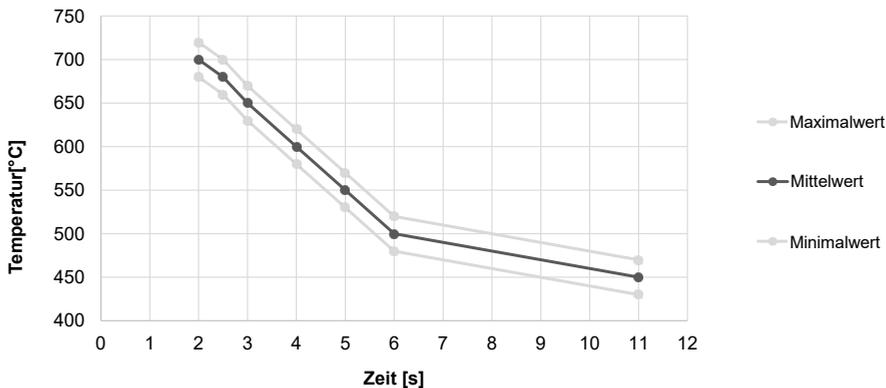


Bild 80: Zeitliche Zersetzungsfunktion von Drähten der Wärmeklasse H

Die dargestellte Kurve verdeutlicht die Zersetzungsfunktion einer Lackbeschichtung der Wärmeklasse H, die in Schichtdicken vom Typ Grad 2 auf 1 mm starken Kupferdrähten aufgetragen ist. Zur Bestimmung des abgebildeten Verlaufs werden Kabelschuhe mit einer Querschnittsfläche von 35 mm² vollständig mit entsprechenden Lackdrähten gefüllt. Anschließend erfolgt, unter Nutzung der in Kapitel 3.1.2 vorgestellten Heißschrumpanlage, eine Erwärmung des Verbindungsquerschnitts auf verschiedene

Zieltemperaturen. Gleichzeitig wird das zugehörige Zeitintervall ermittelt, das benötigt wird, um bei vorliegender Maximaltemperatur alle Drähte in der Prozesszone abzuisolieren. Hierzu werden iterativ die Heizintervalle im Abstand von 0,1 Sekunden vergrößert und für jede Verbindung die resultierende Anzahl an kontaktierten Drähten bestimmt. Erst wenn alle Drähte zum Kabelschuh kontaktiert sind, ist die temperaturabhängige Zersetzungszeit erreicht und das ermittelte Zeit-Temperaturverhältnis ist charakterisiert. Um die Ergebnisse zu verstetigen, erfolgt eine fünfmalige Wiederholung der beschriebenen Vorgehensweise, weshalb Bild 80 sowohl die Minimal- und Maximalwerte als auch die berechneten Mittelwerte der Zersetzungsfunktion enthält.

Entsprechend der Verlaufskurven setzt eine merkbare thermische Degradation des vorliegenden Isolationsmaterials ab einer Prozesstemperatur von ca. 430 °C ein. Wird die Prozesstemperatur über diesen Mindestwert hinaus weiter gesteigert, verringert sich die theoretisch notwendige Entlackungszeit erheblich. Allerdings geht auch der Parameter der Prozesszeit mit einem Minimum einher, das nicht unterschritten werden kann. So zeigen die Untersuchungen, dass mittels der widerstandsbasierten Erwärmung die vorliegende Verbindung nicht mit Prozesszeiten unterhalb von zwei Sekunden vollständig zu kontaktieren ist. Selbst eine deutliche Steigerung der Prozesstemperatur über die illustrierten Temperaturen von 750 °C hinaus bewirkt keine merkliche Reduzierung der Prozesszeit unter den aufgezeigten Minimalwert. Dieser Effekt ist durch die Trägheit der Wärmeleitungsmechanismen zu begründen, die mit der indirekten, widerstandsbasierten Erwärmung des Heißscrimpprozesses einhergeht. Ist nun die Temperatur-Zeit-Kombination abzuleiten, die mit einem möglichst geringen Energieverbrauch einhergeht, so ist die Prozesszeit auf das identifizierte Minimum von zwei Sekunden zu reduzieren und die entsprechende Temperatur abzulesen. Auf diese Weise werden parasitäre Wärmeleitungsmechanismen, beispielsweise durch die Konvektion am Kabelschuh und den Elektroden minimiert. Gemäß Bild 80 sind bei minimaler stationärer Prozesszeit mindestens 700 °C zu erreichen, damit eine Vollkontaktierung gewährleistet ist. Hierbei ist zu beachten, dass das reale Maximum dieser Phase nicht durchgängig konstant gehalten wird, sondern um eine kleinere, mittlere Temperatur schwankt (vgl. Bild 76). Deshalb wird ein Wert von 650 °C in die analytischen Berechnungen eingesetzt. Zusätzlich wird in Kapitel 5.3 der Einfluss der eingesetzten Daten auf das Gesamtergebnis untersucht, da die Lackzersetzungsfunktion eine zentrale Größe des vorgestellten Ansatzes darstellt.

Mit der Quantifizierung geeigneter Prozesstemperaturen und zugehöriger Zeitspannen ist die Bestimmung der ersten Größe der stationären Phase abgeschlossen. Als nächste Komponente ist die Wärmeleitung $\dot{Q}_{WL_{KS \leftrightarrow \text{Draht}}}$ zwischen dem aufgeheizten Kabelschuh und den Drähten einschließlich der zugehörigen Isolationsschichten zu bestimmen. Da es sich um Wärmeleitungseffekte handelt, die über mehrere Grenzschichten hinweg auftreten, ist die Péclet-Gleichung anzuwenden. Demnach errechnet sich die stationäre Wärmeleitung zwischen zwei aneinander liegenden Grenzschichten wie folgt [109]:

$$Q = \frac{(T_{p,max} - T_u)}{R_{th,ges}} \cdot t_{stat} \quad [J] \quad 5.30)$$

Die Größe $R_{th,ges}$ repräsentiert den thermischen Gesamtwiderstand im Grenzschichtbereich. Er ist in Analogie zu den Gesetzen der Elektrotechnik als Summe der Einzelwiderstände zu ermitteln. Hierzu werden die Schichtdicken der aufeinanderliegenden Werkstoffe s_1 und s_2 , die zugehörigen Wärmeleitfähigkeitswerte λ_1 und λ_2 sowie die Kontaktfläche A benötigt. Die Berechnung erfolgt gemäß Gleichung 5.31 [109].

$$R_{th,ges} = \frac{s_1}{\lambda_1 A} + \frac{s_2}{\lambda_2 A} \quad \left[\frac{K}{W} \right] \quad 5.31)$$

Um den thermischen Gesamtwiderstand des Wärmeübergangs vom Kabelschuh über die Isolationsschichten bis in die Einzelleiter zu quantifizieren, ist ein Modell von Nöten, das die Drahtverteilung im verformten Kabelschuh repräsentiert. Da die Einzeldrähte allerdings zunächst lose in den Kabelschuh eingelegt und erst während des eigentlichen Prozesses fest fixiert werden, ist eine analytische Vorhersage der Drahtverteilung nicht möglich. Aus diesem Grund werden Schliffbilder von tatsächlich hergestellten Proben herangezogen. Ebenso dienen die Ergebnisse der expliziten Mechaniksimulation aus Kapitel 4.1.2 zur Ermittlung der Positionen der Einzelleiter.

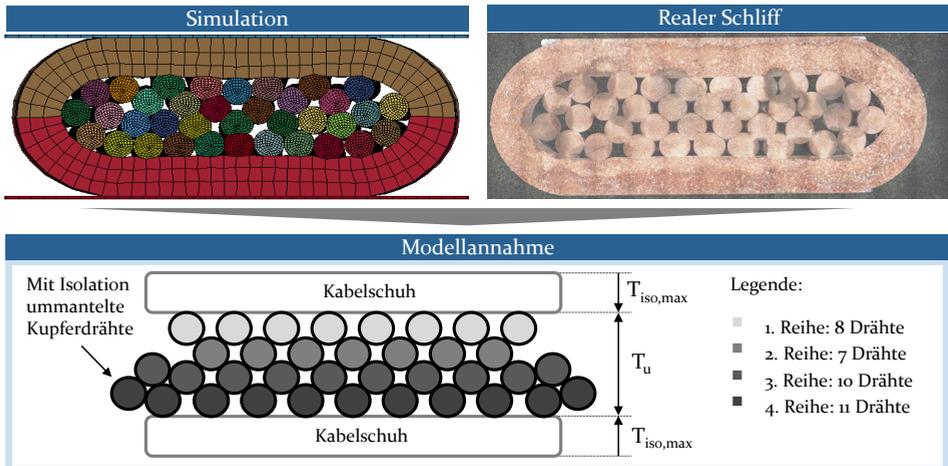


Bild 81: Drahtverteilung in einem verformten 35mm²-Kabelschuh [S24]

Bild 81 illustriert die Ergebnisse beider Methoden am Beispiel eines Kabelschuhs mit einer Querschnittsfläche von 35 mm², der mit 36 Kupferlackdrähten mit einem Durchmesser von 1 mm gefüllt ist. Das reale und das simulierte Schliffbild weisen eine deckungsgleiche Drahtverteilung auf. Demnach verteilen sich die Einzelleiter aufgrund der im Prozess wirkenden Schwerkraft nicht vollständig homogen über den verformten Querschnitt. Anstatt dessen sind circa 40 % der Drähte den oberen Reihen zuzuordnen, wohingegen 60 % der Leiter in den unteren beiden Drahtreihen positioniert sind. Konkret befinden sich in der ersten Reihe acht, in der zweiten Reihe sieben, in der dritten Reihe zehn und in der vierten Reihe elf Drähte. Basierend auf dieser Drahtverteilung werden insgesamt vier Wärmeübergänge definiert. Zunächst findet ein Energietransport zwischen der inneren Mantelfläche des Kabelschuhs und den jeweils anliegenden Isolationsschichten der ersten und vierten Drahtreihe statt. Die dort angelangte Wärme diffundiert in einem nächsten Schritt in die eigentlichen Kupferdrähte der äußeren Drahtreihen. Anschließend wird die Energie zwischen der Isolation der äußeren beiden Drahtreihen und der Isolation der inneren beiden Drahtreihen ausgetauscht. Erst im letzten Schritt erwärmen die umliegenden Isolationsschichten auch die Kupferleiter der inneren beiden Drahtreihen [10].

Tabelle 14 illustriert die Einzelschritte dieses Wärmetransportmodells einschließlich der jeweilig vorliegenden Schichtdicken s , Wärmeleitfähigkeiten λ und Kontaktflächen der Kontaktpartner $A_{Kontakt}$.

Tabelle 14: Grenzschichtübergänge innerhalb eines 35 mm²-Kabelschuhs [S24]

Wärmeübergang		Kontaktfläche A_{Kontakt}	Schicht dicke außen s_a	Schicht dicke innen s_i	Wärme- leitfähig- keit au- ßen λ_a	Wärme- leitfähig- keit innen λ_i
1	KS \rightarrow Iso 1	$= \frac{8 \cdot A_{\text{iso}}}{4}$	s_{ks}	s_{iso}	λ_{ks}	λ_{iso}
	KS \rightarrow Iso 4	$= \frac{11 \cdot A_{\text{iso}}}{4}$	s_{ks}	s_{iso}	λ_{ks}	λ_{iso}
2	Iso 1 \rightarrow Draht 1	$= 8 \cdot A_{\text{leiter}}$	s_{iso}	s_{leiter}	λ_{iso}	λ_{leiter}
	Iso 4 \rightarrow Draht 4	$= 11 \cdot A_{\text{leiter}}$	s_{iso}	s_{leiter}	λ_{iso}	λ_{leiter}
3	Iso 1 \rightarrow Iso 2	$= \frac{7 \cdot A_{\text{iso}}}{4}$	s_{iso}	s_{iso}	λ_{iso}	λ_{iso}
	Iso 4 \rightarrow Iso 3	$= \frac{10 \cdot A_{\text{iso}}}{4}$	s_{iso}	s_{iso}	λ_{iso}	λ_{iso}
4	Iso 2 \rightarrow Draht 2	$= 7 \cdot A_{\text{leiter}}$	s_{iso}	s_{leiter}	λ_{iso}	λ_{leiter}
	Iso 3 \rightarrow Draht 3	$= 10 \cdot A_{\text{leiter}}$	s_{iso}	s_{leiter}	λ_{iso}	λ_{leiter}

Bei der Bestimmung der jeweiligen Kontaktflächen ist zu berücksichtigen, dass im ersten und im dritten definierten Wärmeübergang nicht die komplette Mantelfläche der isolierten Drähte zur Übertragung genutzt wird. Anstatt dessen liegt lediglich ein Teil der Einzeldrähte aufeinander, respektive auf dem Kabelschuh. Dieser Anteil wird, in Übereinstimmung mit den Schliffbildern aus Bild 81, im Mittel als ein Viertel der Gesamtfläche angenommen.

Während die Einzeldrähte innerhalb der Verbindung aufgeheizt werden, ruft die Wärmeleitung in den Leitern einen weiteren Wärmestrom hervor, der Energie aus der Prozesszone hinaus transportiert. Um die resultierende Verlustwärme Q_{Rippe} zu quantifizieren, ist gemäß Kapitel 5.2.1 das Modell einer Rippe heranzuziehen. Demnach bilden die Energiemenge, die entlang der Drähte aus der Prozesszone geleitet wird, und die Wärme, die durch die freie Konvektion entlang der Drähte abgeführt wird, einen

Gleichgewichtszustand. Die resultierende, aus der Prozesszone abgeleitete Wärmemenge berechnet sich wie folgt [110]:

$$Q_{Rippe} = m_{Dr\ddot{a}hte} \lambda_{Dr\ddot{a}hte} A_{Dr\ddot{a}hte} (T_{p,max} - T_u) * \tanh(m_{Dr\ddot{a}hte} l_{Dr\ddot{a}hte}) t_{stat} \quad [J] \quad 5.32)$$

Zur Bestimmung des Energiebetrags Q_{Rippe} , werden folglich die Wärmeleitfähigkeit λ , die Länge l und die Querschnittsfläche A der Drähte sowie die stationäre Prozesszeit benötigt. Weiterhin ist die Materialkonstante $m_{Dr\ddot{a}hte}$ unter Verwendung von Gleichung 5.32 zu quantifizieren.

$$m_{Dr\ddot{a}hte} = \sqrt{\frac{\alpha_{Dr\ddot{a}hte} U_{Dr\ddot{a}hte}}{\lambda_{Dr\ddot{a}hte} A_{Dr\ddot{a}hte}}} \quad \left[\frac{1}{m}\right] \quad 5.33)$$

Hierzu ist neben dem Umfang der Drähte der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{Dr\ddot{a}hte}$ einzusetzen. Dieser charakterisiert die fluiddynamischen und thermischen Umgebungsbedingungen, die die an den Einzelleitern hervorgerufene Konvektion verursachen [109]. Die konkrete Berechnung erfolgt anhand der charakteristischen Länge L des umströmten Körpers sowie der Nusseltzahl Nu unter Anwendung von Formel 5.34.

$$\alpha_{Dr\ddot{a}hte} = \frac{Nu_{frei} \lambda_{iso}}{L} \quad \left[\frac{W}{m^2K}\right] \quad 5.34)$$

Beide Kennwerte sind entsprechend der in Kapitel 5.1.2 dargelegten Vorgehensweise zu quantifizieren. Die zugehörigen Zusammenhänge sind in Formel 5.10 respektive 5.11 und 5.12 angegeben.

Neben der freien Konvektion an den Drähten, die durch das Modell der Rippe abgebildet wird, tritt an der realen Heißscrimanlage zudem erzwungene Konvektion auf. Wie Bild 82 illustriert, basiert die hierbei abgeführte Wärmeenergie auf zwei Volumenströmen, die eine radiale Anströmung des Kabelschuhs hervorrufen.

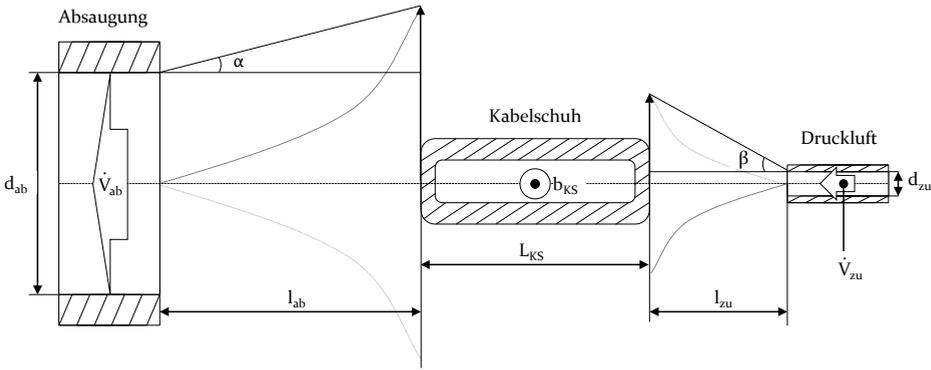


Bild 82: Strömungsverhältnisse im Heißscrimprozess

Zum einen ist eine Absauganlage installiert, da die bei der thermischen Zersetzung der Primärisolation entstehenden Reaktionsprodukte aus dem Arbeitsbereich abgeführt werden müssen. Der verbleibende, zweite Volumenstrom ist auf eine Druckluftleitung zurückzuführen, die den Kabelschuh während des Aufheizprozesses kühlt, so dass einem Überhitzen der Prozesszone vorgebeugt wird. Nutzt man den allgemeinen Zusammenhang aus Gleichung 5.9 zur Bestimmung von konvektiven Wärmeströmen, so errechnet sich die abgeführte Wärmeenergie anhand von Formel 5.35. Hierbei wird vorausgesetzt, dass die Geschwindigkeit der auftreffenden Strömung über die gesamte Prozesszeit hinweg nicht variiert und über die komplette Kabelschuhoberfläche als konstant anzusehen ist.

$$Q_{Kon} = Nu \lambda_{Zinn} (T_{iso,max} - T_u) b_{KS} t_{stat} \quad [J] \quad 5.35)$$

Um die konvektiv abgeführte Wärmemenge berechnen zu können, sind also neben der axialen Tiefe b_{KS} des verformten Kabelschuhs die Nußeltzahlen der beiden Volumenströme zu bestimmen. Da eine erzwungene Konvektion vorliegt, müssen jedoch zunächst die zugehörigen Reynoldszahlen unter Nutzung von Formel 5.13 ermittelt werden. Hierbei wird in Übereinstimmung mit [110] die Länge des Kabelschuhs L_{KS} als charakteristische Länge eingesetzt. Die weiterhin benötigten Strömungsgeschwindigkeiten w_{ab} und w_{zu} sind anhand der emittierten Volumenströme \dot{V} und den auf Höhe des Kabelschuhs projizierten Strömungskegelgrundflächen A_{ab} bzw. A_{ab} zu quantifizieren. Der entsprechende physikalische Zusammenhang, der in Bild 82 veranschaulichten Größen, gliedert sich wie folgt:

$$w_{ab} = \frac{\dot{V}_{ab}}{A_{ab}} = \frac{\dot{V}_{ab}}{(2 \cdot \tan(\alpha) \cdot l_{ab} + d_{ab})^2 \cdot \frac{\pi}{4}} \quad \left[\frac{m}{s}\right] \quad 5.36)$$

Durch Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeiten sind die Reynoldszahlen sowie anschließend die Nußeltzahlen der Konvektionsströme zu quantifizieren, wobei das Gleichungssystem der Formeln 5.14, 5.15 und 5.16 anzuwenden ist. Anhand der nun bekannten Größen berechnen sich die jeweils abgeführten Wärmeenergiemengen unter Anwendung von Formel 5.35. Da verzinnte Kupferkabelschuhe betrachtet werden, ist hier allerdings der Wärmeleitkoeffizient von Zinn einzusetzen.

Schlussendlich ist die von den Elektroden ausgestrahlte Strahlungswärme zu quantifizieren. Im vorliegenden System erweisen sich die energieaufnehmenden Oberflächen der Systemumgebung als um ein Vielfaches größer als die eigentlichen Werkzeugmantelflächen. In diesem Fall vereinfacht sich Formel 5.8 zu folgendem Zusammenhang:

$$Q_{Str,s/a} = \epsilon_{Stahl} \sigma A_{Str,s/a} (T_{p,max}^4 - T_u^4) t_{stat} \quad [J] \quad 5.37)$$

Da die verbleibenden Gleichungskomponenten Konstanten bzw. Materialkennwerte darstellen oder bereits ermittelt sind, wird zur Quantifizierung der emittierten Strahlungswärme lediglich der Wert der jeweiligen Mantelflächen benötigt. Hierbei geht das vorliegende Modell davon aus, dass die kompletten Werkzeugoberflächen die Prozesstemperatur $T_{p,max}$ aufweisen.

Mit der Ermittlung der Strahlungswärme ist die Modellierung sämtlicher Wärmeentstehungs- und Transportphänomene des vorliegenden Ansatzes zur Beschreibung des Heißscrimpprozesses abgeschlossen. Durch Addition der damit bekannten Teilenergiemengen ist der Nettogesamtverbrauch zu bestimmen. Er repräsentiert die notwendige Energiemenge, die benötigt wird, um ein gegebenes Kupferlackdrahtbündel sowohl widerstandsbasiert vollständig abzuisolieren als auch mit einem Kabelschuh kraftschlüssig zu verbinden. Multipliziert man den Nettogesamtverbrauch mit dem Anlagenwirkungsgrad, resultiert der Bruttoenergiebedarf. Er stellt den Wert an elektrisch zu verrichtender Arbeit dar, der tatsächlich von der Heißscrimpanlage verbraucht wird. Er ist damit durch reale Messungen mittels eines Stromzählers validierbar.

5.2.4 Beispielhafte Berechnung des minimalen Energieverbrauchs

Um den vorgestellten Ansatz anzuwenden, werden nachfolgend alle benötigten Daten in das Gleichungssystem eingesetzt, die zur tatsächlichen Berechnung eines drahtbündelabhängigen, minimalen Energieverbrauchs benötigt werden.

Tabelle 15: Eingesetzte Kenngrößen in Berechnungsmethodik

Größe	Wert	Her- kunft	Größe	Wert	Her- kunft	Größe	Wert	Her- kunft
l_{Quader}	12 mm	(m)	b_{Quader}	10 mm	(m)	h_{Quader}	6 mm	(m)
$h_{a/s}$	26 mm	(m)	$d_{a/s}$	30 mm	(m)	A_{gl}	120 mm ²	(e)
$b_{a/s}$	9846 $\frac{kg}{s^2 \cdot K}$	(e)	$c_{p, \text{Stahl}}$	530 $\frac{J}{kg \cdot K}$	(r)	$\rho_{m, \text{Stahl}}$	7850 $\frac{kg}{m^3}$	(r)
ρ_e, Stahl	4,065 $\frac{\Omega \cdot mm^2}{m}$	(r)	λ_{Stahl}	23,3 $\frac{W}{m \cdot K}$	(r)	ϵ_{Stahl}	0,8	(r)
s_{ks}	1,5 mm	(m)	R_{ks}	10,98 $\mu\Omega$	(m)	λ_{ks}	380 $\frac{W}{m \cdot K}$	(r)
λ_{Zinn}	65 $\frac{W}{m \cdot K}$	(r)	s_{iso}	0,044 mm	(r)	s_{Leiter}	1 mm	(r)
l_{Leiter}	84 mm	(m)	A_{iso}	54,69 m m ²	(e)	A_{Leiter}	50,27 mm ²	(e)
$A_{\text{Drähte}}$	33,47 mm ²	(e)	$U_{\text{Drähte}}$	3,14 mm	(e)	$H_{\text{Bündel}}$	4 mm	(m)
m_{iso}	0,1389 g	(e)	$c_{p, iso}$	1090 $\frac{J}{kg \cdot K}$	(r)	λ_{iso}	0,25 $\frac{W}{m \cdot K}$	(r)
λ_{Leiter}	380 $\frac{W}{m \cdot K}$	(r)	T_u	23,0 °C	(m)	g	9,81 $\frac{m}{s^2}$	(r)
β_v	0,003 $\frac{1}{K}$	(e)	v	15,79 mm ²	(r)	Pr	0,7075	(r)
σ_{Str}	0,057 $\frac{W}{km^2 \cdot K^4}$	(r)	$T_{p, max}$	650 °C	(m)	t_{instat}	1,56 s	(m)
t_{stat}	2,0 s	(m)	$V_{zu/ab}$	0,1 / 2,3 $\frac{m^3}{min}$	(m)	$A_{zu/ab}$	132/7938 mm ²	(e)

Hierzu müssen die Anzahl und die Dicke der Drähte ebenso wie die Materialkenngrößen der Lackisolation und des verwendeten Kabelschuhs festgelegt werden. Weiterhin ist eine Materialpaarung für die Elektroden zu definieren. Abschließend sind die Umgebungsbedingungen des Prozesses festzulegen. Tabelle 15 gibt eine Übersicht über die konkret in das Berechnungsmodell eingesetzten Kennwerte.

5.2 Analytische Berechnung des minimalen Energieverbrauchs zum vollständigen Abisolieren von Kupferlackdrahtbündeln

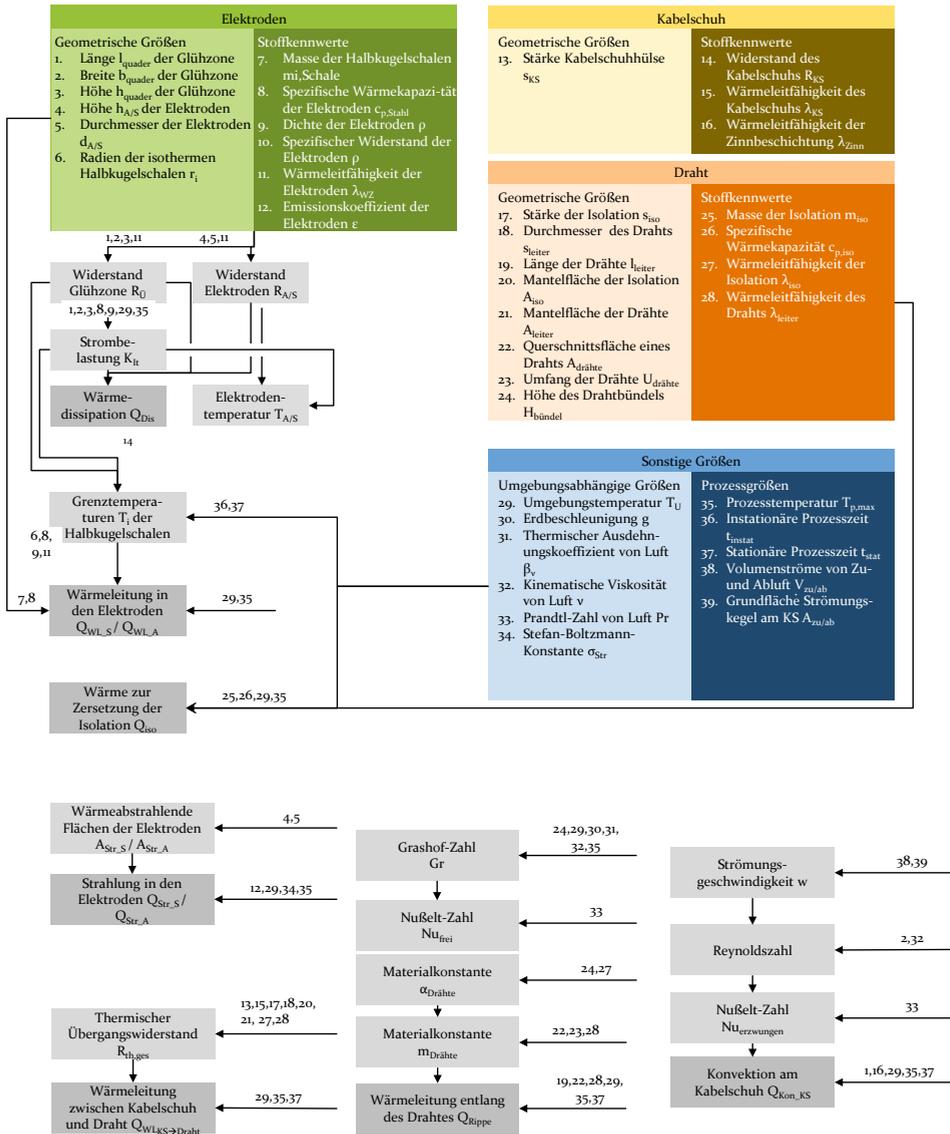


Bild 83: Ablaufdiagramm des analytischen Berechnungsansatzes

Hierbei wird angenommen, dass eine Verbindung aus 36 Einzelleitern mit einem Durchmesser von einem Millimeter sowie einer Isolation vom Typ Grad 2 und der Wärmeklasse H mit einem passenden, verzinnnten Kupferkabelschuh zu verbinden sind. Als Crimpwerkzeuge werden Flachelektroden aus einem hochwarmfesten Stahl vom Typ 1.2365 verwendet.

Bei den benötigten Materialkennwerten ist zu beachten, dass der Heißcrimpprozess hochgradig instationär abläuft, wodurch die richtige Wahl der temperaturabhängigen Werte erschwert ist. Weiterhin zeigt die Tabelle die Herkunft der Eingangsgrößen auf, wobei zwischen errechneten (e), recherchierten (r) und experimentell ermittelten Werten (m) unterschieden wird. Setzt man die angegebenen Kennwerte in den in Bild 83 dargestellten Rechenweg ein, sind die Energieverbräuche zu bestimmen. Dabei ergeben sich die jeweiligen Teilmengen wie folgt:

Tabelle 16: Endergebnisse bei Verwendung einer Stahlflachelektrode

Verbrauchsart	Wert	Prozessphase
Wärmedissipation Q_{dis} [J]	7403,0	instationär
Wärmeleitung Elektroden $Q_{WL,a} / Q_{WL,s}$ [J]	2288,0	
Erwärmung Isolation Q_{iso} [J]	94,9	stationär
Wärmeleitung in Prozesszone $Q_{WL,ks \rightarrow Draht}$ [J]	11966,3	
Wärmeleitung entlang Drähte Q_{Rippe} [J]	76,3	
Konvektion am Kabelschuh $Q_{Kon,ks}$ [J]	1860,4	
Strahlung der Elektroden $Q_{Str,a} / Q_{Str,s}$ [J]	278,9	
Nettogesamtverbrauch [J]	23967,8	gesamt
Anlagenwirkungsgrad [%]	45	
Bruttogesamtverbrauch [J]	53261,8	
Bruttogesamtverbrauch [Wh]	14,8	

Gemäß dem vorgestellten analytischen Berechnungsmodell wird also ein Gesamtenergiebedarf von $53261,8 J$ bzw. $14,8 Wh$ benötigt, um mit dem vorliegenden Prozess alle Drähte vollständig abzuisolieren. Die Überprüfung dieses Wertes erfolgt anhand der in Kapitel 3 erarbeiteten Datenbasis. Bei Betrachtung der Resultate des mit Stahlflachelektroden umgesetzten Teilversuchsplans wird ersichtlich, dass bereits mit $11,6 Wh$ qualitativ hochwertige Verbindungen herzustellen sind. Damit überschätzt der Berechnungsansatz den notwendigen Mindestenergiebedarf um

27,6 %. Als Hauptursache für diese Abweichung sind die spezifischen Materialeigenschaften des betrachteten Elektrodenwerkstoffs zu sehen. Der untersuchte warmfeste Stahl weist gegenüber anderen Elektrodenwerkstoffen, geringe Wärmeleitfähigkeitswerte bei einer gleichzeitig ausgeprägten Wärmekapazität auf. In der Folge reichen die anlageninternen Kühlmechanismen nicht aus, um die aufgeheizten Crimpwerkzeuge in angemessenen Taktnebenzeiten auf Raumtemperatur zu kühlen, weshalb die verbliebenen Teilenergiemengen zunehmend in den Elektroden gespeichert werden. Zur Verdeutlichung dieser These wird die Temperatur einer Stahlflachelektrode über drei aufeinanderfolgende, identische Crimpprozesse, einschließlich der zur Bestückung benötigten Nebenzeiten, aufgezeichnet. Der hierbei gemessene Temperaturverlauf ist in Bild 84 dargestellt.

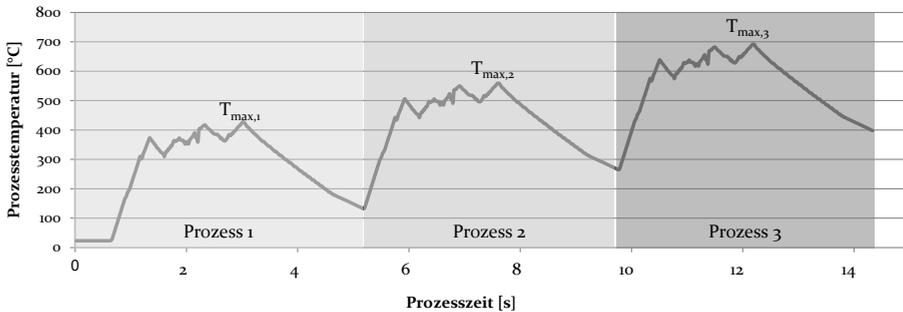


Bild 84: Prozessübergreifende Erwärmung von Stahlelektroden

Durch die im Elektrodeninneren gespeicherte Wärme erhöht sich die Prozessausgangstemperatur um bis zu 220 °C. Diese nicht abgeführte Wärme bewirkt gleichermaßen eine erhebliche Steigerung der erreichbaren Maximaltemperatur von ursprünglich 417 °C auf 638 °C im letzten Prozess. Weitere Untersuchungen zeigen, dass mit einer noch auf Raumtemperatur befindlichen Stahlelektrode bis zu 23,5 % mehr Energie als bei einer bereits aufgewärmten Elektrode aufgewendet werden muss, um die gleiche Prozessstemperatur zu erreichen. Daher ist zu folgern, dass die Abweichung des analytischen Ansatzes vorrangig auf den untersuchten Elektrodenwerkstoff zurückzuführen ist. Zu diesem Zweck wird der dargestellte Ansatz im nachfolgenden Abschnitt auf weitere Elektrodenwerkstoffe übertragen und die hierbei gewonnenen Ergebnisse ebenfalls mit der Realität verglichen.

5.3 Validierung des analytischen Ansatzes

Das nachfolgende Kapitel dient der Bewertung und Optimierung der Ergebnisse des analytischen Modells. Ein wesentliches Instrument hierzu ist die Untersuchung, wie stabil sich die berechneten Resultate gegenüber Unsicherheiten der Eingangsgrößen erweisen. Erst anschließend ist zu überprüfen, inwieweit die zugehörigen Ergebnisse die experimentell ermittelten Messwerte widerspiegeln.

5.3.1 Einfluss wesentlicher Eingangsgrößen auf das Berechnungsergebnis

Wie in Kapitel 5.2 aufgezeigt, ist insbesondere die zeit- und temperaturabhängige Zersetzungsfunktion als eine bedeutende Eingangsgröße des analytischen Modells zu sehen. Die hierbei abgeleiteten Werte für die Prozesstemperatur sowie der stationären Prozesszeit beeinflussen jeden betrachteten Wärmedissipations- und Leitungsmechanismus. Aus diesem Grund wird untersucht, wie stark sich die eingesetzten Werte der Zersetzungsfunktion auf den minimalen Energieverbrauch auswirken. Hierdurch wird zusätzlich verifiziert, ob die getroffene Annahme, dass sich der geringste Energiebedarf bei minimal möglichen Prozesszeiten einstellt, der Realität entspricht.

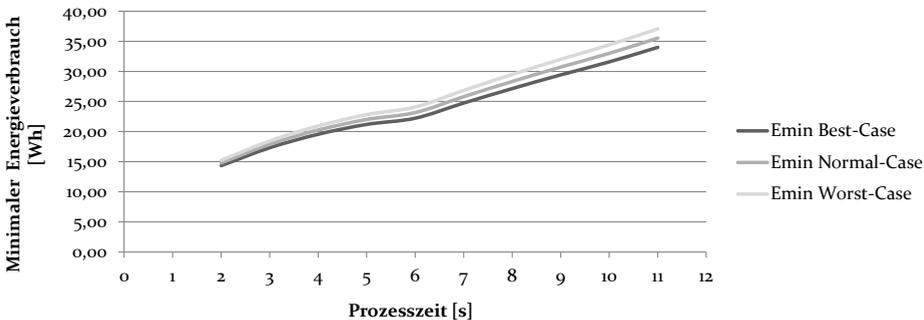


Bild 85: Rechnerisch ermittelter, minimaler Energiebedarf in Abhängigkeit der Zersetzungsfunktion

Bild 85 illustriert das Verhalten des rechnerisch benötigten Energieminimums bei Nutzung einer Stahl-Flachelektrode in Abhängigkeit variierender Zeit und Temperaturwerte. Bei der hierbei zu Grunde gelegten Verbindung handelt es sich um die bereits betrachtete Kabelschuh-Draht-Kombination. Die abgebildeten Best-Case, Normal-Case und Worst-Case Szenarien sind auf die Unsicherheit der bestimmten Zersetzungsfunktion

aus Bild 80 zurückzuführen. Hierbei stellt das Best-Case Szenario den minimalen Energieverbrauch unter Annahme der für konstante Zeitintervalle jeweils geringstmöglich benötigten Prozesstemperaturen dar.

Es ist abzuleiten, dass der geringste Energiebedarf tatsächlich mit möglichst geringen Prozesszeiten zu realisieren ist. Obgleich höhere Zersetzungstemperaturen respektive eine stärkere Dissipationsleistung benötigt werden, stellt die erhebliche Verkürzung der Prozesszeiten den dominierenden Effekt dar. So bedingt der überproportional starke Anstieg der Zersetzungszeiten bei Temperaturen unterhalb von 500 °C eine Steigerung des Energieminimums um bis zu 137,0 %. Damit ist die Zersetzungsfunktion als die entscheidende Eingangsgröße des analytischen Ansatzes zu sehen. Im Gegensatz hierzu ist die Messunsicherheit, die mit der Bestimmung der zeitabhängigen Temperaturniveaus einhergeht, von untergeordneter Bedeutung. Die zugehörigen Abweichungen zwischen dem Best-Case und dem Worst-Case Szenario bewegen sich zwischen 6,2 % und 9,0 %.

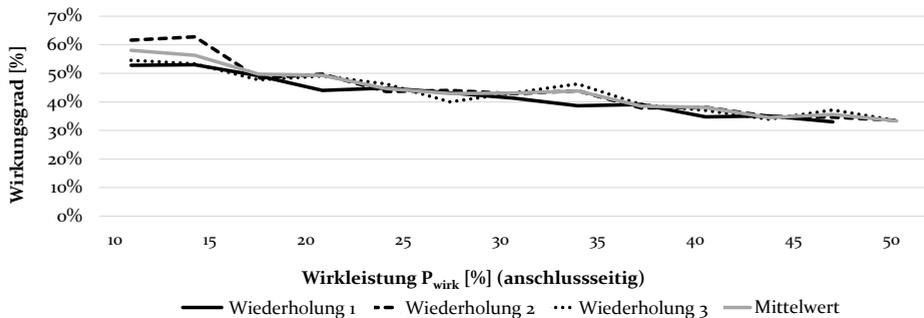


Bild 86: Experimentell ermittelter, leistungsabhängiger Wirkungsgrad der Versuchsanlage

Ein weiterer Faktor, der das Ergebnis des analytischen Berechnungsansatzes beeinflusst, ist der Anlagenwirkungsgrad. Bei dieser Größe gilt es zu bedenken, dass es sich nicht um einen konstanten Wert handelt. Anstatt dessen schwanken die anlagenbedingten Verlustmechanismen in Abhängigkeit der eingebrachten Leistung. Aus diesem Grund wird die aufgenommene Sekundärwirkleistung sowie die prozessseitige Primärleistung über verschiedene Einstellwerte hinweg experimentell vermessen. Um die gewonnenen Messresultate zu verstetigen, erfolgt eine dreimalige Wiederholung des Versuchsplans. Die dabei erzielten Ergebnisse sind in Bild 86 illustriert. Es ist zu konstatieren, dass der durchschnittliche Wirkungsgrad aller drei Wiederholungen, im potentiell abdeckbaren Leistungsspektrum, Werte zwischen 33 % und 58 % einnimmt. Da er zudem linear in die Berechnung des minimalen Energieverbrauchs eingeht, ist die abzuleitende

Schwankung von 25 % direkt auf das Endergebnis übertragbar. Damit handelt es sich beim Anlagenwirkungsgrad um einen nicht zu vernachlässigenden Unsicherheitsfaktor.

Neben der Zersetzungsfunktion und dem Anlagenwirkungsgrad bedingen noch weitere Materialkennwerte die Präzision des analytischen Ansatzes. Betrachtet man die Teilergebnisse aus Tabelle 16, erweisen sich die Wärmedissipation, die Wärmeleitung in den Elektroden sowie die Wärmeleitung in der Prozesszone als die zentralen Energieverbraucher. Die zugehörigen Teilenergiemengen verursachen 90,3 % des Nettogesamtbedarfs. Jede der angesprochenen Wärmegrößen wird wiederum von zentralen Stoffgrößen beeinflusst, deren genaue Werte aufgrund des instationären Charakters des realen Prozesses nicht exakt bestimmbar sind. Aus diesem Grund wird die Stabilität des Ergebnisses bei Änderung dieser zentralen Materialparameter untersucht. Die resultierenden Zusammenhänge sind in Bild 87 illustriert.

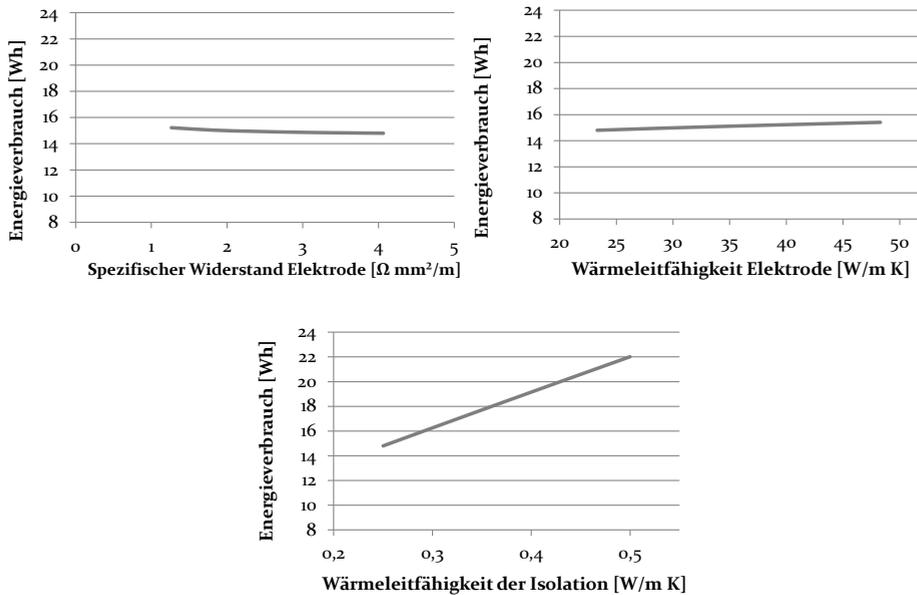


Bild 87: Einfluss von Stoff- und Messgrößen auf das Berechnungsergebnis

Zunächst wird die Bedeutung des spezifischen, elektrischen Elektrodenwiderstands näher beleuchtet. Dieser im Kontext der Wärmedissipation zu berücksichtigende Materialkennwert ist vergleichsweise ungenau bekannt. Aufgrund des instationären Charakters der Elektrodenerwärmung ist theoretisch jeder potentielle Wert für Temperaturen zwischen der Umgebungs- und der Prozesstemperatur einsetzbar. Die damit einhergehende

Schwankung des spezifischen Widerstandswerts liegt im Bereich von 1,3 und 4,1 $\Omega\text{mm}^2/\text{m}$. Die zugehörige Verlaufskurve aus Bild 87 (oben links) verdeutlicht das Verhalten des minimalen Energieverbrauchs bei Variation des Elektrodenwiderstands im angegebenen Intervall.

Es wird deutlich, dass das Berechnungsergebnis lediglich um 3 % schwankt. Ähnlich verhält es sich beim Einfluss der Elektrodenwärmeleitfähigkeit, die ebenfalls aufgrund der instationären Erwärmung nicht exakt bestimmbar ist. Bei einer Variation dieser Größe zwischen den durch den Heißcrimpprozess bestimmten, möglichen Grenzwerten resultiert eine Schwankung von maximal 4,3 % (siehe Bild 87 oben rechts). Damit determinieren beide Größen das Berechnungsergebnis lediglich in geringem Maße.

Anders verhält es sich bei der Wärmeleitfähigkeit des Isolationsstoffes, die den rechnerisch ermittelten, minimalen Energieverbrauch erheblich beeinflusst. Da es sich bei der betrachteten Isolation um eine mehrlagige Verbundschicht aus Polyesterimid sowie Polyamidimid handelt, ist ein exakter Wert nicht recherchierbar. Gemäß Herstellerangaben sowie in Abstimmung mit [10] ist der gemittelte Durchschnittswert im Bereich zwischen 0,25 und 0,50 $\frac{\text{W}}{\text{m}\cdot\text{K}}$ anzusiedeln. Werden entsprechende Werte in die Berechnungsmatrix eingesetzt, führt dies zu einer Schwankung des Gesamtergebnisses um bis zu 48,8 % (siehe Bild 87 unten). Entsprechend ist die Wärmeleitfähigkeit des Isolationswerkstoffes ein letzter zentraler Unsicherheitsfaktor.

Zusammenfassend ist abzuleiten, dass der analytische Ansatz zur Bestimmung der Mindestenergie eines Heißcrimpprozesses, die Messergebnisse der untersuchten Beispielverbindung bei Nutzung der Stahlflachelektrode mit einer Abweichung von 27,6 % abdeckt. Gleichzeitig führt das breite Spektrum der potentiell möglichen Stoffwerte der verwendeten Isolation sowie des Anlagenwirkungsgrads dazu, dass der Nutzer vielfältige Möglichkeiten hat, das Berechnungsergebnis mit tatsächlich gemessenen Energieverbräuchen abzustimmen. Entsprechend handelt es sich nur dann um ein valides Modell, wenn es, einschließlich der bereits eingesetzten Kenngrößen, derart auf bisher nicht variierte Prozessparameter transferierbar ist, dass reale Messwerte möglichst präzise abgebildet werden. Um dies zu überprüfen, wird nachfolgend der Mindestenergiebedarf bei Verwendung alternativer Elektroden bestimmt, wobei insbesondere untersucht wird, ob die Störgröße der zunehmenden Elektrodenerwärmung auch bei alternativen Werkstoffen zu verzeichnen ist. Anschließend findet die Berechnungsmethodik auf variierende Kabelschuhquerschnitte Anwendung.

5.3.2 Übertragung der Erkenntnisse auf noch unbekannte Prozessparameter

Nachdem der Einfluss bedeutender Eingangsgrößen aufgezeigt ist, wird das Berechnungssystem auf weitere, bisher nicht untersuchte Elektrodenwerkstoffe übertragen. Bei den zugehörigen Materialien wird sich aufgrund der industriellen Relevanz auf Molybdän und Wolfram beschränkt. Abgesehen von den elektrodenspezifischen Eingangsgrößen, handelt es sich um eine *ceteris paribus* Untersuchung, so dass insbesondere der Anlagenwirkungsgrad, aber auch die isolationsbezogenen Eigenschaften nicht verändert werden. Hinsichtlich der Materialeigenschaften der Crimpwerkzeuge werden analoge Rahmenbedingungen zu Kapitel 5.2.4 angenommen. Entsprechend ist bei der Wahl der spezifischen elektrischen Leitfähigkeits- und Wärmeleitfähigkeitswerte eine Elektrodenbauteiltemperatur unterstellt, die der maximalen Prozesstemperatur entspricht.

Um das reale, energetische Minimum bestmöglich bestimmen zu können, werden die Ergebnisse der Teilversuchspläne des Ansatzes aus Kapitel 3 ausgewertet. Hierbei sind für jede Elektrode diejenigen Parametereinstellungen zu identifizieren, die bei geringstmöglichem Energiebedarf die Herstellung einer vollständig kontaktierten Probe ermöglichen. Tabelle 17 stellt die berechneten und experimentell ermittelten Energiebedarfe gegenüber.

Tabelle 17: Präzision des analytischen Modells für weitere Elektrodenmaterialien

Elektrodenwerkstoff	Berechneter Wert [Wh]	Messwert [Wh]	Abweichung [%]
Wolfram	15,99	13,59	15,01
Molybdän	16,45	14,87	9,60

Hierbei bestätigt sich der Trend, dass die berechneten Werte, die real gemessenen Energieverbräuche übersteigen. Sowohl für die Wolframelektrode, als auch für das Pendant aus Molybdän werden zu hohe Mindestenergiemengen ausgewiesen. Als ursächlich hierfür ist der beschriebene Einfluss der allmählichen Elektrodenerwärmung bei mehrmaliger Prozessdurchführung zu sehen (siehe Bild 8.4). Da dieser Effekt bei den Werkstoffen Wolfram und Molybdän aufgrund der geringeren Wärmekapazitäten sowie der größeren Wärmeleitfähigkeiten abgeschwächt auftritt, verhalten sich die Abweichungen des Modells bei diesen Werkstoffen allerdings deutlich reduziert. Insgesamt gesehen ist die Vorhersagegenauigkeit des analytischen Ansatzes, bei vorliegender Verbindung, mit

Fehlern von 15,01 % und 9,60 % als durchaus befriedigend anzusehen. Aus diesem Grund wird in einem zweiten Schritt überprüft, ob die Berechnungsmethodik ebenso auf andere Kabelschuhverbindungen übertragbar ist. Hierzu werden zwei neue Referenzkabelschuhe definiert und in den analytischen Ansatz eingesetzt, wobei die Validierung sowohl anhand der Wolfram- als auch anhand der Molybdänelektrode erfolgt. Anschließend wird eine weitere Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Werte durchgeführt. Tabelle 18 erhält die zugehörigen Ergebnisse. Bei den Referenzverbindungen handelt es sich um Kabelschuhe mit einer Querschnittsfläche von 15 mm^2 , respektive 50 mm^2 , die mit 16, bzw. 50 Drähten aufgefüllt werden. Die Isolationseigenschaften der Drähte sowie der Drahtdurchmesser bleiben unverändert.

Tabelle 18: Präzision des analytischen Modells für weitere Referenzverbindungen

Elektrodenwerkstoff	Berechneter Wert [Wh]	Messwert [Wh]	Abweichung [%]
Wolfram-16mm ²	6,66	6,09	8,56
Wolfram-50mm ²	23,27	21,19	8,94
Molybdän-16mm ²	6,95	6,31	9,21
Molybdän-50mm ²	23,78	22,02	7,40

Die illustrierten Werte verdeutlichen die Präzision des Ansatzes. Obgleich alle Energieverbräuche erneut überschätzt werden, befinden sich die zugehörigen Abweichungen in einem Bereich zwischen 7,40 % und 9,21 %. Angesichts der zahlreichen Einflussfaktoren und der damit einhergehenden Komplexität sowie der Messunsicherheit bei der Bestimmung der realen Werte, handelt es sich um ein exzellentes Ergebnis.

In der Folge resultieren vielfältige Möglichkeiten zur Anwendung des analytischen Ansatzes. Da die Reihenfolge der Mindestverbrauchsmengen der Elektrodenwerkstoffe richtig vorausberechnet wird, ist das Berechnungssystem insbesondere dann einzusetzen, wenn völlig neuartige Werkstoffe hinsichtlich ihrer Prozesseignung zu bewerten sind. Ein weiteres Anwendungsgebiet ist die Abschätzung der benötigten, prozessbedingten Energieverbrauchsmengen, die zur Abisolierung von Verbindungen aufgebracht werden müssen, bezüglich derer keine empirischen Erfahrungen existieren. Grundsätzlich ist der dargestellte Ansatz auch anwendbar, wenn der Einfluss variierender Elektrodengeometrien zu bewerten ist. Da sich jedoch die Elektrodenform nur geringfügig auf den minimalen Energieverbrauch

auswirkt, besitzt die Berechnungsmethodik für diesen Anwendungsfall eine lediglich begrenzte Auflösungsqualität.

6 Evaluierung der ganzheitlichen Modellierungsansätze

In den vorangegangenen Kapiteln wird der Bedarf nach einer ganzheitlichen Optimierung und Bewertung der Kontaktierungstechnologien aufgezeigt. Ebenso werden potentielle Ansätze zur Erfüllung dieses Bedarfs vorgestellt, validiert und bewertet. Aus diesem Grund dient das nachfolgende Kapitel der Applikation der Optimierungsmethoden. Hierbei wird zunächst ein industriell eingesetzter Heißcrimpparametersatz ganzheitlich verbessert. Anschließend wird das Potential dieser neuen Prozessbetrachtungsweise zur Gegenüberstellung und Auswahl verschiedener Verbindungstechnologien des Elektromaschinenbaus illustriert.

6.1 Optimierung eines industriellen Heißcrimpparametersatzes

Das erste Unterkapitel dieses Abschnitts dient der Nutzung aller bisher aufgezeigten Methoden zur ganzheitlichen Optimierung des Heißcrimpprozesses. Die Ausgangsbasis hierbei bilden die von einem Industriepartner gestellten Parametereinstellungen einschließlich der zugehörigen Elektrodensätze. Sie werden in der Serienfertigung zur Kontaktierung von Asynchronmotoren bereits seit mehreren Jahren eingesetzt. Hierdurch resultiert eine Gesamtanzahl an bisher durchgeführten Kontaktierungsprozessen von mehreren hundert Tausend Wiederholungen.

6.1.1 Analyse der Verbesserungspotentiale

Bei der zu optimierenden Verbindung handelt es sich um einen verzinneten Kupferkabelschuh mit einem Querschnitt von 35 mm^2 , der mit 36 Einzeldrähten des Isolationstyps der Wärmeklasse H und der Stärke Grad zwei gefüllt wird. Der Durchmesser jedes Einzeldrahts beträgt einen Millimeter. Die verwendeten, anlagenbezogenen Prozessparameter sind in Tabelle 19 zusammengefasst.

Tabelle 19: Referenzparameter zur ganzheitlichen Optimierung

Parameter	P_{wirk} [kW]	TH [s]	RI [Anzahl]	F [kN]
Einstellung	30,8	0,64	8	5,0

Als Werkzeugsatz werden Dornelektroden aus Molybdän verwendet. Diese werden nach jeweils 1000 Prozesswiederholungen mechanisch nachbearbeitet. Im Anschluss an die zweite Nachbearbeitung folgt die Entsorgung der Werkzeuge, sodass ein neues Paar einzusetzen ist. Die Gesamtlebensdauer eines jeden Werkzeugsatzes beträgt somit 3000 Prozesswiederholungen. Zur Bestimmung der weiteren Zielgrößenausprägungen werden 15 beidseitig kontaktierte Probekörper in analoger Weise zu Kapitel 3.2 und 3.3 untersucht. Die resultierenden Qualitäts- und Prozessmerkmale sind in Tabelle 20 zusammengefasst.

Tabelle 20: Zielgrößenausprägungen der Referenzparameter

Zielgröße	F_{\max} [N]	$R_{\bar{u}}$ [$\mu\Omega$]	E_{ges} [Wh]
Wert	3170	5,9	44,0

Der Übergangswiderstand der betrachteten Proben liegt mit einem Wert von $5,9 \mu\Omega$ $0,3 \mu\Omega$ über dem experimentell ermittelten Minimum aller in Kapitel 3.2.2 untersuchten Proben dieses Typs. Darum wird er im Zuge der Optimierung als Randbedingung definiert, die nicht verbessert, jedoch konstant gehalten wird. Anders verhält es sich bei den übrig gebliebenen Zielgrößen. Die Auszugskraft von $3170 N$ verdeutlicht erhebliche Optimierungsmöglichkeiten. So werden im Versuchsplan Kräfte von bis zu $4713 N$ erreicht, wodurch das Potential zur Steigerung um mehr als 45 % gegenüber den bisher vorliegenden Festigkeitswerten aufgedeckt wird. Ebenso illustriert der Prozessenergieverbrauch von $44,0 Wh$, dass der industriell eingesetzte Parametersatz energetisch verschwendend arbeitet, wobei Einsparungen von mindestens 30 % erwartet werden. Da die in die Elektroden eingetragene Energie zudem direkt den dort hervorgerufenen Verschleiß beeinflusst, sind mit dieser Maßnahme gleichsam der Werkzeugverschleiß und somit die prozessbezogenen variablen Kosten zu minimieren.

Aus mathematischer Sicht liegt ein mehrdimensionales Optimierungsproblem vor. Dieses wird gelöst, indem das Optimum einer Zielgröße, bei gleichzeitiger Definition der Wertebereiche der verbliebenen Zielgrößen, identifiziert wird. Die Ermittlung erfolgt hierbei durch totale Differenzierung der primären Zielgrößenfunktion. Die Wertebereiche der restlichen Zielgrößen fungieren als Randbedingung des Differenzierungsprogramms. Durch Anwendung dieses Optimierungsprinzips auf das vorliegende Gleichungssystem entsteht die in Tabelle 21 beschriebene Forderung. Grundsätzlich besteht die Möglichkeit, diese Forderung für jede erdenkliche Elektrodenvariante zu überprüfen. Um jedoch den potentiellen Wertebereiche

reich einzuschränken und somit Rechenzeit zu sparen, werden die Erkenntnisse der Prozesssimulation und des analytischen Ansatzes genutzt. Das hierzu verwendete Zusammenspiel der vorgestellten Prozessmodellierungsansätze ist in Bild 88 zusammengefasst. So werden in Kapitel 4 die Potentiale der Heißcrimpsimulation zur Analyse der elektrodenformspezifischen Wärmeverteilung in der Prozesszone aufgedeckt. Die hierbei qualitativ gewonnenen Informationen sind allgemein zu nutzen, um neuartige, bisher nicht experimentell untersuchte Crimpgeometrien zu untersuchen.

Tabelle 21: Mathematische Beschreibung der Optimierungsaufgabe

Optimierungsfunktion	E_{ges}
Randbedingung 1	$H \geq 100$
Randbedingung 2	$R_{\dot{U}} \leq 6,5$
Randbedingung 3	$F_{max} \geq 3800$
Optimierungsparameter	P_{wirk}, RI, TH, F

Konkrete Anwendung auf das vorliegende Optimierungsproblem finden die erarbeiteten Informationen in der Wahl der Elektrodenform. Entsprechend erfährt aufgrund der illustrierten Vorteilhaftigkeit der Flachelektrode diese Werkzeuggeometrie eine weiterführende Untersuchung. Im nächsten Schritt wird das analytische Modell betrachtet. Grundsätzlich bietet es sowohl Potentiale hinsichtlich der Analyse der energetischen Vorteilhaftigkeit neuer Elektrodenwerkstoffe, als auch zur Analyse des Einflusses neuartiger Drahtisolationswerkstoffe.

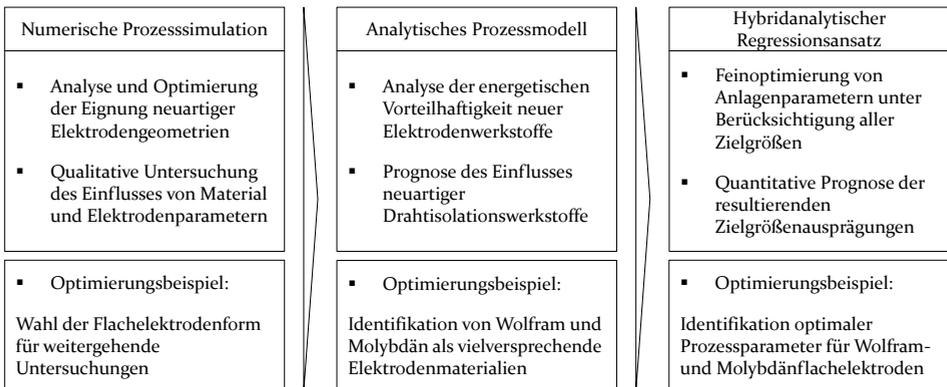


Bild 88: Systematik der aufgezeigten Prozessmodellierungsansätze zur ganzheitlichen Optimierung

Im vorliegenden Optimierungsproblem werden die Erkenntnisse des analytischen Modells genutzt, indem sich in den weiterführenden Untersuchungen auf Flachelektroden aus Molybdän und Wolfram fokussiert wird. Für beide Werkstoffe zeigt das analytische Modell eine gute Eignung als Elektrodenwerkstoff auf. Zusätzlich verdeutlichen die Standzeituntersuchungen aus Kapitel 3.3.2 das ausgeprägte Potential dieser Materialien in Bezug auf das Verschleißverhalten. Entsprechend erstrecken sich die mit dem hybridanalytischen Regressionsansatz durchzuführenden Optimierungstätigkeiten auf diese beiden Werkstoffe. In der Folge basiert die Optimierung mittels des Regressionsansatzes auf einem dreistufigen Vorgehen. Zunächst wird überprüft, inwieweit eine Verbesserung der Zielgrößenausprägungen zu erreichen ist, wenn die bisher verwendete Elektrode weiterhin eingesetzt wird. Im zweiten Schritt erfolgt eine Adaption der Optimierungsuntersuchungen unter der Prämisse des Einsatzes einer Flachelektrode aus Molybdän. Abschließend werden die weiteren Verbesserungspotentiale für den Fall der Nutzung einer Flachelektrode aus Wolfram beschrieben. Die mit dem Regressionsansatz jeweils errechneten Prozessparameter sind in Tabelle 22 aufgelistet.

Tabelle 22: Berechnete, optimierte Parameter der fokussierten Verbindung

Elektrodenpaar	P_{Wirk} [kW]	TH [s]	RI [Anzahl]	F [kN]
Molybdändorn	27,9	0,7	5	8,8
Molybdänflach	32,7	0,7	3	8,2
Wolframflach	32,7	0,7	3	8,2

Zur Überprüfung der Vorteilhaftigkeit dieser Parametereinstellungen werden von jeder optimierten Variante fünf Proben hergestellt und die zugehörigen Zielgrößenausprägungen bestimmt. Tabelle 23 enthält die hierbei durchschnittlich ermittelten Werte. Zusätzlich werden die gegenüber den industriell eingesetzten Prozessparametern ausgeschöpften Verbesserungen ausgewiesen.

Zunächst sind die Optimierungspotentiale zu interpretieren, die lediglich durch eine Anpassung der in der Versuchsanlage einstellbaren Parameter auszuschöpfen sind. Hierbei erreichen die Widerstände der entsprechenden Probekörper einen mittleren Wert von $6,0 \mu\Omega$. Damit geht mit den Verbindungen eine Verschlechterung von $0,1 \mu\Omega$, respektive $1,7 \%$ einher. Da diese Abweichung jedoch im Bereich der Messunsicherheit liegt, han-

delt es sich nicht um eine statistisch signifikante Verschlechterung. Entsprechend ist die elektrische Qualität der Proben als gleichbleibend hoch zu beschreiben.

Tabelle 23: Gemessene Verbesserungspotentiale der optimierten Parameter

Elektrodentyp		Molybdändorn	Molybdänflach	Wolframflach
Übergangswiderstand	Wert [$\mu\Omega$]	6,0	6,2	5,6
	Veränderung [%]	+ 1,7	+ 5,1	- 5,1
Auszugskraft	Wert [N]	4458	3466	3715
	Veränderung [%]	+ 40,6	+ 9,3	+ 17,2
Energieverbrauch	Wert [Wh]	29,4	18,2	19,1
	Veränderung [%]	- 33,2	- 58,6	- 56,6

Betrachtet man die verbliebenen zwei Zielgrößen, sind hingegen deutliche Verbesserungen erkennbar. So wird die Auszugskraft um 40,6 % gesteigert, wobei gleichzeitig der Energieverbrauch eine Minimierung von 33,2 % erfährt. Aufgrund des merklich geringeren Energieeintrags in die Elektrode ist zudem auf eine Steigerung der Standzeit zu schließen. Insgesamt gesehen geht mit dem ersten berechneten Parametersatz somit eine deutliche Verbesserung der Prozess-, aber auch Produktcharakteristika einher.

Darum wird im nächsten Schritt untersucht, welche weiteren Potentiale durch eine Veränderung der Elektrodenform erreichbar gemacht werden. Hinsichtlich der Zielgröße des Übergangswiderstands zeigt hierbei der Parametersatz erneut eine Verschlechterung gegenüber dem Ausgangswert auf, die jedoch ebenfalls im Bereich der Messunsicherheit des Widerstandsprüfstands situiert ist. Betrachtet man die Zielgröße der Auszugskraft wird deutlich, dass eine Steigerung gegenüber den industriellen Proben erreicht wird. Jedoch werden die Maximal-einstellungen des ersten optimierten Parametersatzes unterschritten. Dies ist durch den Verbindungsquerschnitt zurückzuführen. Während bei einer Dornelektrode der Kraftschluss durch einen partiellen Formschluss Unterstützung erfährt, liegt bei der Flachelektrodenform eine reine kraftschlüssige Verbindung vor. Da die Flachelektrodenform jedoch eine weitere Minimierung des Prozessenergieverbrauchs auf 18,2 Wh erlaubt und sich zudem als deutlich standfester erweist, ist der zweite optimierte Parametersatz als eine weitere interessante Alternative zu sehen.

Abschließend sind die Potentiale zu analysieren, die bei Einsatz einer Flachelektrode aus Wolfram auszuschöpfen sind. Die zugehörigen Probekörper weisen die besten elektrischen Eigenschaften aller betrachteten Verbindungen auf. Einschränkend ist jedoch auch hier anzumerken, dass die ausgewiesene Verbesserung von $0,3 \mu\Omega$ ebenfalls nicht als statistisch signifikant anzusehen ist. Hinsichtlich der mechanischen Verbindungseigenschaften wird eine deutliche Steigerung gegenüber dem Flachelektrodenpendant aus Molybdän erreicht, obgleich die zugehörigen Werte unter dem Maximum des Dornmolybdänwerkzeugs situiert sind. Hinsichtlich des Prozessenergieverbrauchs wird ein um $0,9 \text{ Wh}$ höherer Wert als bei der Flachelektrode aus Molybdän gemessen, sodass auch hier erhebliche Energieeinsparpotentiale gegenüber der industriell hergestellten Verbindung ausschöpfbar sind. Aufgrund der zudem noch deutlich verbesserten Verschleißfestigkeit des Werkstoffs Wolfram ist in der Folge der dritte optimierte Parametersatz zu präferieren.

6.1.2 Präzision der Prädiktionsformeln gegenüber den optimierten Parametern

Neben den konkret erreichten Zielgrößenausprägungen der optimierten Parametereinstellungen ist zusätzlich von Bedeutung, wie präzise die gemessenen Werte vorausberechnet worden sind. Die zugehörige Auswertung ist in Tabelle 24 vorgenommen.

Tabelle 24: Präzision der Zielgrößenvorhersage der optimierten Probekörper

Elektrodentyp		Molybdändorn	Molybdänflach	Wolframflach
Übergangswiderstand	Prognose [$\mu\Omega$]	5,7	6,0	6,0
	Abweichung [%]	- 3,6	- 3,4	+ 7,4
Auszugskraft	Prognose[N]	3861	3989	3898
	Abweichung [%]	- 13,4	+ 15,1	+ 4,7
Energieverbrauch	Prognose [Wh]	28,1	18,8	19,0
	Abweichung [%]	- 4,8	+ 3,4	- 0,3

Hierbei zeigt sich erneut die Validität der Prädiktionsformeln des Regressionsansatzes. So werden die Prozessenergieverbräuche mit einem maximalen Delta von $4,8 \%$ vorausberechnet. Ebenso weisen die mathematisch bestimmten Übergangswiderstände geringe Abweichungen zu den tatsäch-

lichen Werten auf. Im Gegensatz zum Energieverbrauch ist bei dieser Zielgröße allerdings zu beachten, dass sich die Reihenfolge der Proben von den realen Ergebnissen unterscheidet. Hier gehen die tatsächlich mit den Wolframflachelektroden produzierten Proben mit den geringsten Übergangswiderständen einher. Die mathematischen Berechnungen weisen hingegen dem Parametersatz der Molybdändornelektroden das größte Potential zu. Da die Qualitätsunterschiede jedoch deutlich weniger als ein Mikro-Ohm betragen, ist diese Abweichung ebenfalls durch die Unsicherheit des Widerstandsmesssystems zu begründen.

Bei der Vorhersage der Auszugskräfte ist ein diversifiziertes Bild erkennbar. So wird die mechanische Festigkeit der mit Wolfram hergestellten Verbindung in hoher Güte beschrieben. Die Werte der optimierten, mit Molybdän gecrimpten Verbindungen weisen hingegen Abweichungen von 13,4 % respektive 15,1 % auf. Im Fall der Molybdänflachelektrode sind die zu geringen Auszugskräfte der realen Proben auf den Verschleißzustand der Elektroden zurückzuführen. Da die Herstellung der optimierten Proben nach den Verschleißuntersuchungen dieses Elektrodentyps durchgeführt wird, wirkt sich der aufgezeigte Effekt der abgesunkenen Werkzeugkontur auf die Probeneigenschaften aus. In der Folge werden das Abbrand- und damit das Festigkeitsverhalten der Verbindungen negativ beeinflusst, wodurch eine Überschätzung der realen Ergebnisse resultiert.

Bei den mit der Dornelektrode hergestellten Verbindungen werden hingegen die tatsächlich erreichbaren Auszugskräfte unterschätzt. Angesichts der großen Standardabweichung der mechanischen Auszugskräfte aller im Rahmen dieser Forschungsarbeit untersuchten Versuchsträger ist die Abweichung jedoch zu relativieren. Insgesamt gesehen werden daher die aufgezeigten Zielgrößenausprägungen aller optimierten Probekörper durch den hybriden Regressionsansatz in hoher Güte vorausberechnet.

6.2 Nutzen der ganzheitlichen Optimierung zur Gegenüberstellung potentieller Prozessalternativen

Das vorangegangene Unterkapitel dient der Untersuchung, welche Optimierungspotentiale auszuschöpfen sind, wenn kein Technologiewechsel als Option in Betracht gezogen wird. Jedoch zeigt Kapitel 2.3 die Vielfalt an Verfahrensalternativen auf, die grundsätzlich zur Erfüllung der Kontaktierungsaufgabe zur Verfügung stehen. Aus diesem Grund wird in folgendem Unterkapitel die dritte Forschungsfrage beantwortet. Folglich werden

nachfolgend die Potentiale aufgedeckt, die bei einem Wechsel auf alternative Kontaktierungstechnologien entstehen. Hierbei wird sich aufgrund der in Kapitel 2.3.4 beschriebenen Untersuchungen neben dem Heißcrimpverfahren auf die Alternativen des Ultraschallcrimpens sowie der Verfahrenskombination des induktiven Abisolierens mit anschließendem Kaltcrimpvorgang beschränkt. Grundsätzlich existiert ebenso bei diesen Verfahren ein Portfolio an zahlreichen, unterschiedlichen Parametern, die sowohl die Produktqualität, als auch die Prozesseigenschaften maßgeblich beeinflussen. Aus diesem Grund wird die Methodik der ganzheitlichen Optimierung auf beide Verfahrensalternativen übertragen. Die nachfolgend vorgestellten Vergleiche basieren somit lediglich auf den jeweils besten Prozessparameterkombinationen und den daraus resultierenden Zielgrößenausprägungen.

6.2.1 Statischer Vergleich der ausgewählten Prozessalternativen

In einem ersten Schritt werden die Verfahrensalternativen einem statischen, technologischen Vergleich unterzogen. Dieser besteht aus einer Gegenüberstellung der erreichbaren, statischen Verbindungseigenschaften. Zusätzlich werden die originären Prozesszeiten und die Energieverbräuche quantifiziert sowie eine realistische Prognose der Instandhaltungszyklen formuliert. In einem anschließenden zweiten Schritt wird das Verhalten der jeweiligen Verbindungsvarianten im Kontext des Produktlebenszyklus untersucht. Hierzu wird eine auf den Elektromaschinenbau maßgeschneiderte Prüfsequenz durchlaufen, wobei die auftretenden Widerstandsänderungen während jeglicher Prüfabläufe dokumentiert werden.

Tabelle 25: Prozess- und Produktmerkmale variierender Kontaktierungsverfahren

Merkmal	Heißcrimpen Standard	Heißcrimpen Optimiert	Ultraschallcrimpen	Ind. Abisolieren
Auszugskraft [N]	3170	3715	4715	4111
Widerstand [$\mu\Omega$]	5,9	5,6	7,2	8,6
Prozesszeit [s]	8,2	4,9	6,4	5,2
Prozessenergie [Wh]	44,0	19,0	1,6	6,8
Werkzeugstandzeit [Zyklen]	1000	>10.000	>50.000	200-300

Zunächst ist jedoch die Gegenüberstellung der statischen Produkteigenschaften sowie der Prozesscharakteristika vorzunehmen. Tabelle 25 enthält die hierfür relevanten Zielgrößenausprägungen. Werden die Daten der optimierten Heißcrimpverbindung den Kennwerten der Ultraschallcrimpverbindung gegenübergestellt, treten die hiermit verbundenen Optimierungspotentiale hervor. So erreichen die hergestellten ultraschallgecrimpten Verbindungen eine durchschnittliche Auszugskraft von 4715 N , was gegenüber den ausgewählten heißgecrimpten Verbindungen einer Steigerung von $26,9\%$ entspricht. Als ursächlich für die derart hervorstechenden mechanischen Eigenschaften ist die Bildung von lokalen Diffusions-schweißbrücken zwischen einzelnen Drähten und dem Kabelschuh zu sehen, die insbesondere auf der sonotrodenzugewandten Seite auftreten. Ein weiteres Potential resultiert aus dem Funktionsprinzip. Durch die direkte Erwärmung des Kabelschuhs sowie der Drähte verringert sich der tatsächlich benötigte Prozessenergiebedarf auf circa $8,4\%$ des Wertes des optimierten Heißcrimpparametersatzes. Ebenso wird die in das Werkzeug eingebrachte Energie deutlich minimiert. In der Folge stellt die Werkzeugstandzeit der ultraschallbasierten Technologie eine drastische Verbesserung selbst gegenüber dem bereits optimierten Heißcrimpprozesseinstellungen unter Nutzung der Wolframflachelektrode dar.

Trotz dieser Vorteile weist jedoch auch das Ultraschallcrimpen prozessbedingte Nachteile auf. So handelt es sich um ein schwingendes System, dessen einkoppelbare Leistung begrenzt ist. Aus diesem Grund geht das Verfahren bei vorliegender Verbindung mit einer um $30,6\%$ längeren Prozesszeit einher. Weiterhin werden die Übergangswiderstände der heißgecrimpten Proben überschritten, obgleich jeweils eine vollständige Ankontaktierung aller Drähte einer Verbindung gewährleistet ist. Dies ist durch die Sonotrodenform, respektive der resultierenden Kontaktstellen-ausprägung zu begründen. Während die Verbindung bei einer Flachelektrode und dem vorliegenden Kabelschuh eine Querschnittsfläche von $123,6\text{ mm}^2$ einnimmt, beträgt der zugehörige Wert der ultraschallgecrimpten Verbindung $67,4\text{ mm}^2$. Hierdurch resultiert eine stromflussbezogene Engstelle, die die schlechteren elektrischen Verbindungseigenschaften erklärt. In der Folge gilt es zu untersuchen, ob sich der erhöhte Übergangswiderstand negativ auf die Produktlebensdauer auswirkt. Unterstreichen die Umweltsimulationen den Trend der nachteiligen elektrischen Eigenschaften, ist der Ultraschallcrimpprozess in der derzeitigen Konfiguration als nicht geeignet einzustufen. In diesem Fall ist eine weitere Erforschung der technologischen Grundlagen von Nöten, um die aufgezeigten Herausforderungen zufriedenstellend zu lösen. [72] [P4]

Neben dem Ultraschallcrimpverfahren wird als dritte Alternative das induktive Abisolieren in Kombination mit einem maschinell durchgeführten Kaltcrimpprozess betrachtet. Da auch das induktive Abisolieren aufgrund des hochfrequenten Wechselfelds und der damit verbundenen Ausnutzung des Skin-Effekts mit einer effizienten Energieeinkopplung einhergeht, bietet diese Variante ebenfalls Energieeinsparpotentiale. Jedoch treten hierdurch gleichsam erhebliche mechanische und thermische Spannungen auf, die die Standzeit der Keramikinlays auf eine Anzahl von 200 bis 300 Prozesswiederholungen begrenzen. Weiterhin resultieren im Fall einer Abisolierung unter sauerstoffhaltiger Atmosphäre Oxidationsreaktionen, die die Bildung von Fremdschichten auf den Drähten begründen. Entsprechend sind in einem zwischengelagerten Prozess die entstehenden Kupferoxide chemisch zu entfernen. Alternativ hierzu ist der Abisolationsprozess unter Schutzgasatmosphäre durchzuführen. In beiden Fällen bedingt dies allerdings eine deutliche Steigerung der Prozesskosten sowie der zugehörigen Taktzeit. Bei den in Tabelle 25 analysierten Proben handelt es sich um Verbindungen, die in destilliertem Wasser verarbeitet werden. Hierdurch wird kein Schutzgas benötigt und gleichzeitig die Oxidation der Kupferdrähte während des Entlackungsprozesses verhindert. Dennoch verdeutlichen die erhöhten Übergangswiderstände der Probekörper, dass ebenso ein Reaktionsprozess unter Umgebungsbedingungen während der Handhabungsphase vor dem Kaltcrimpprozess abläuft. Daher ist auch bei diesen Verbindungen zu untersuchen, inwieweit sich die elektrischen Eigenschaften über den Produktlebenszyklus verändern. [46] [P3]

6.2.2 Charakterisierung der Langzeitverbindungseigenschaften der ausgewählten Prozessalternativen

Vor der Auswahl und Durchführung der Umweltsimulationstests gilt es zunächst die Form der zu prüfenden Versuchsstücke zu definieren. Im Kontext der vorliegenden Dissertationsschrift werden doppelseitig gecrimpte Probekörper gemäß Kapitel 3.2.2 eingesetzt. Um die Qualität der gewonnenen Ergebnisse zu steigern, wird der nachfolgend beschriebene Prüfablauf von je drei Probekörpern pro Kontaktierungstechnologie durchlaufen, so dass jeweils sechs Verbindungsstellen überprüft werden. Zusätzlich zu diesen Untersuchungen werden drei Heißcrimpverbindungen unter Anwendung der industriell eingesetzten Prozessparameter hergestellt und ebenfalls dem Prüfablauf unterzogen. Auf diese Weise wird ein direkter Vergleich der am Lehrstuhl hergestellten Probekörper mit den etablierten Kontaktstellen ermöglicht.

Hinsichtlich der Wahl und des Designs der Umweltbelastungssequenzen ist zu bedenken, dass keine spezifizierten Normzyklen zur Qualifizierung des Langzeitverhaltens der Verbindungsstellen des Elektromaschinenbaus existieren (siehe 2.4.1). Aus diesem Grund wird sich an die in [114] vorgeschlagenen Prüfabläufe angelehnt, die spezifisch für Kontakte des Bordnetzes in der Automobilindustrie entworfen sind. Gleichwohl werden in Folge der verschärften Anforderungen, die an die Verbindungsstellen eines Elektromotors gestellt werden, die Bedingungen der jeweiligen Prüfverfahren verschärft. Der resultierende Prüfablauf ist in Bild 89 veranschaulicht.

Gemäß der spezifizierten Prüfsequenz sind die zu belastenden Proben zunächst einem 120 Stunden andauernden Warmauslagerungstest zu unterziehen. Hierbei ist gemäß [115] eine Raumtemperatur von 130 °C zu gewährleisten. Da jedoch die Verbindungsstellen im Betriebszustand, abhängig von der Motorenkonfiguration, einem Temperaturniveau von bis zu 200 °C ausgesetzt werden und kaltverformtes Kupfer bei Temperaturen über 150 °C einem Entspannungsglühprozess unterliegt [21], wird die Prüftemperatur auf 200 °C angehoben.

Trockene Wärme	Salznebel	Temperaturwechsel	Feuchte Wärme	Schwingen und Breitbandrausche	Slow-Motion-Bending-Test
 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Temperatur: 200°C ▪ Dauer: 120h ▪ Ablauf gemäß DIN EN 60068-2-2 	 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Sole: 5% ▪ Temperatur: 35°C ▪ Dauer: 2h ▪ Zyklen: 4 ▪ Ablauf gemäß DIN EN 60068-2-52 	 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Obere Temperatur: 175°C ▪ Untere Temperatur: -55°C ▪ Zyklen: 144 	 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Obere Temperatur: 55°C ▪ Untere Temperatur: 25°C ▪ Rel. Feuchte: 95% ▪ Dauer 24h ▪ Zyklen: 10 	 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Erprobung in allen drei Raumachsen ▪ Ablauf gemäß VDA LV 214 	 <ul style="list-style-type: none"> ▪ Temperatur: 80°C ▪ Dauer: 16h ▪ Ablauf in Anlehnung an VDA LV 214

Bild 89: Testsequenz zur Bestimmung der Langzeitstabilität der Proben [S25]

Nach der Warmauslagerung schließt sich der Salzsprühnebeltest gemäß [116] an, wobei in Anlehnung an die Anforderungen der Automobilindustrie der Schärfegrad drei zur Belastung der Proben gewählt wird. Hierbei erfolgt eine zweistündige Belastung der Proben in salzhaltigem Dampf, der aus einem Konzentrat aus fünfprozentiger Kochsalzlösung generiert wird. Die in der Folge auf den Verbindungen abgelagerten Salze werden in einer Feuchtekammer über 22 Stunden hinweg aktiviert, wobei Säuren entstehen, die die Verbindungen chemisch schädigen. Dieser kombinierte Ablauf

wird bei Anwendung des dritten Schärfegrads viermalig wiederholt. Zudem erfolgt eine dreitägige Lagerung der Proben unter Normbedingungen.

Im nächsten Schritt werden die Proben einem Temperaturschocktest unterzogen. Die zugehörige Liefervorschrift gibt für Crimpverbindungen ein Temperaturmaximum von 130 °C sowie ein Minimum von -40 °C vor. Da jedoch Vorversuche bestätigen, dass sich ein derartiger Temperaturhub nicht negativ auf die Eigenschaften der untersuchten Verbindungen auswirkt, wird von diesen Vorgaben abgewichen. Demnach wird die untere Grenze auf ein Niveau von -55 °C und die obere Grenze auf 175 °C ausgeweitet. Die weiteren Testbedingungen werden der zugehörigen Norm entnommen, so dass eine Umlagerungszeit von maximal zehn Sekunden sowie eine Hubanzahl von 144 Zyklen resultieren.

Dem Temperaturwechseltest folgt eine zyklische Feuchtelagerung, deren Testbedingungen [117] entnommen werden. Demnach schwankt die Temperatur der Prüfkammer in einem Intervall zwischen 25 °C und 55 °C während die Luftfeuchtigkeit konstant 95 % beträgt. Die Gesamtprüfdauer wird normgerecht auf zehn Tage festgelegt.

Der Feuchtelagerung anschließend, wird ein zyklischer Vibrationstest gemäß [118] durchgeführt. Bei der Parameterwahl wird sich für den Schärfegrad eins entschieden, der für nicht abgedichtete Karosseriebauteile vorgeschrieben ist. Hierbei werden die modulierten mechanischen Schwingungen von einem Temperaturprofil überlagert, das Umgebungsbedingungen von -40 °C bis 105 °C simuliert. Da jede Verbindung in jeweils drei Raumachsen zu belasten ist, sind die Probekörper nacheinander in unterschiedlicher Orientierung aufzuspannen. Die Prüfdauer beträgt insgesamt 24 Stunden.

Abschließend werden die bereits geschädigten Proben im Slow-Motion-Bending-Test weitergehend belastet. Hierbei handelt es sich um einen Umwelttest, der spezifisch zur Qualifizierung von Crimpverbindungen entwickelt ist. Er vereint, analog zum Vibrationstest, mechanische und thermische Belastungen und dient der Simulation von mechanischen Stößen sowie unerwarteten Zug- und Biegebeanspruchungen während des Betriebs. Bei der an [119] angelehnten Variante werden die mechanischen Belastungen bei einem Temperaturniveau von 80 °C durchgeführt. Gleichzeitig werden die doppelseitig gecrimpten Proben durch einen Pneumatikzylinder ruckartigen Belastungen ausgesetzt. Jede der untersuchten Verbindungsstellen wird einer Gesamtzahl von 200 Hüben zugeführt, wobei sich eine jeweils fünf Minuten andauernde Ruhephase anschließt. Hierdurch resultiert eine Gesamtprüfdauer von 1000 Minuten.

Während des gesamten vorgestellten Prüfablaufs erfolgt, abweichend von den normbedingten Vorgaben, eine zusätzliche Belastung der Probekörper über einen Gleichstrom mit einer Stärke von 200 A. Da außerdem die an den Verbindungen abfallenden Spannungsanteile erfasst werden, resultiert das Potential zur lückenlosen Dokumentation des elektrischen Verhaltens jeder Verbindungsstelle über alle Belastungstests hinweg. Hierdurch wird eine detailliertere Analyse von auftretenden Widerstandsänderungen ermöglicht.

Da der spezifisch entwickelte Prüfablauf beschrieben ist, werden nachfolgend die erzielten Ergebnisse der Langzeituntersuchungen erläutert. Tabelle 26 enthält diejenigen Widerstandsänderungen, die bei den untersuchten Proben nach Abschluss jeglicher Umweltsimulation außer dem Slow-Motion-Bending-Test zu verzeichnen sind.

Tabelle 26: Langzeitverhalten unterschiedlicher Crimpverbindungen

Technologie	Heißcrimpen Standard	Heißcrimpen Optimiert	Ultraschallcrimpen	Ind. Abisolie-
Übergangswiderstand vor Simulation [$\mu\Omega$]	5,8	5,5	7,3	9,3
Übergangswiderstand nach Simulation [$\mu\Omega$]	5,8	5,5	7,4	47,5
Änderung Übergangswiderstand [%]	< 1	< 1	1,3	410,8

Betrachtet man die heißgecrimpten Proben, wird deutlich, dass sich jegliche Umweltbelastungstests nicht auf die elektrische Qualität der Verbindungen auswirken. Sowohl die industriell hergestellten, als auch die optimierten Versuchsträger zeigen keine messbare negative Beeinflussung des Übergangswiderstands. Ähnlich verhält es sich bei den ultraschallgecrimpten Proben. Die aufgezeigte Verschlechterung von $0,1 \mu\Omega$ liegt im Bereich der Messunsicherheit und ist damit als nicht statistisch signifikant zu sehen. Die induktiv abisolierten Verbindungen reagieren hingegen deutlich auf die Umweltbelastungen. Die Steigerung des Übergangswiderstands auf das Fünffache des Ausgangswertes stellt eine merkliche Verschlechterung der elektrischen Eigenschaften dar und führt in einem möglichen Betriebsfall letztendlich zum Ausfall des Motors. Als Ursache für den aufgezeigten Anstieg der Übergangswiderstände existieren zwei mögliche Schädigungsmechanismen. Zunächst handelt es sich bei diesem Verfahren um einen Kaltumformvorgang, wodurch Kaltverfestigungen im Kupferkabelschuh

resultieren. In der Folge initiieren die Umgebungstemperaturen der Umwelttests Entspannungsglühvorgänge, die die Kontaktkraft minimieren. Da der Übergangswiderstand wiederum in direktem Zusammenhang zur Kontaktkraft steht, bedingt dies eine Steigerung des Engewiderstands. Hierdurch wird der zweite Schädigungsmechanismus begünstigt. Aufgrund der geringeren mechanischen Festigkeit wird die Möglichkeit geschaffen, dass Gase sowie Flüssigkeiten in die Verbindung eindringen. In der Folge werden chemische Reaktionen angeregt, die einerseits nichtleitende Fremdschichten aufbauen sowie andererseits die originären Leiterquerschnitte verringern. Beide Mechanismen rufen einen erneuten Anstieg des Übergangswiderstands hervor.

Zur Überprüfung, welcher Schadensmechanismus bei den induktiv abisolierten Probekörpern dominiert, wird die Entwicklung der elektrischen Eigenschaften während der Prüfsequenz näher beleuchtet. Tabelle 27 listet die nach den jeweiligen Umwelttests dokumentierten Übergangswiderstände auf. Dabei zeigt sich, dass sich bereits die durchgeführte Wärmeauslagerung merklich negativ auf die elektrische Qualität der Verbindung auswirkt. Entsprechend ist der Mechanismus des Weichglühens sowie die damit verbundene Reduzierung der Kontaktkraft als belegt anzusehen. Zusätzlich zeigt die weitere, deutliche Steigerung der Übergangswiderstände während des Salzsprühnebeltests auf, dass ebenso der Vorgang der Fremdschichtbildung zu verzeichnen ist. Da der prozentuale Anteil dieser beiden Tests an der Widerstandserhöhung während der gesamten Prüfsequenz 83,0 % beträgt, sind sie folglich als primäre Umweltprüfungen zur Evaluierung der Qualität von Crimpverbindungen heranzuziehen.

Tabelle 27: Entwicklung der Übergangswiderstände der kaltgecrimpten Proben

Umweltsimulationsphase	Trockene Wärme	Salzsprühnebel	Temperaturwechsel	Feuchte Wärme	Vibrations-test
Übergangswiderstand [$\mu\Omega$]	23,2	41,0	45,8	47,2	47,5
Veränderung [%]	149,8	340,9	392,8	407,9	410,8

Um allerdings die Langzeitstabilität der verbleibenden heißgecrimpten und ultraschallgecrimpten Verbindungen differenziert beurteilen zu können, werden die zugehörigen Probekörper dem Slow-Motion-Bending-Test unterzogen. Bild 90 zeigt für jeden Verbindungstyp zwei exemplarische Widerstandsverläufe über den Prüfzyklus hinweg.

Zunächst ist zu konstatieren, dass mittels des Slow-Motion-Bending-Tests die Möglichkeit geschaffen wird, bisher nicht identifizierbare Qualitätsunterschiede zwischen variierenden Versuchsträgern zu identifizieren. Hinsichtlich der Widerstandsverläufe der einzelnen Verbindungen ist ein differenziertes Verlaufsbild zu erkennen. Grundsätzlich gehen alle Proben mit einer merklichen Verschlechterung der elektrischen Eigenschaften einher. Allerdings zeigen die unterschiedlichen Verhaltensweisen der Proben gleicher Herstellungsart auf, dass selbst der industriell eingesetzte Prozess nicht in der Lage ist, Verbindungen mit vollständig reproduzierbaren Eigenschaften zu produzieren. So weisen diese Proben nach Beendigung des Tests das stärkste Delta der Probenwiderstände auf. Während der Wert des ersten Versuchsträgers auf $22,4 \mu\Omega$ anwächst, ist beim zweiten Probekörper ein Anstieg auf $39,9 \mu\Omega$ zu verzeichnen. Hierbei handelt es sich, unter Ausnahme der induktiv abisolierten Verbindungen um den Maximalwert aller getesteten Probekörper.

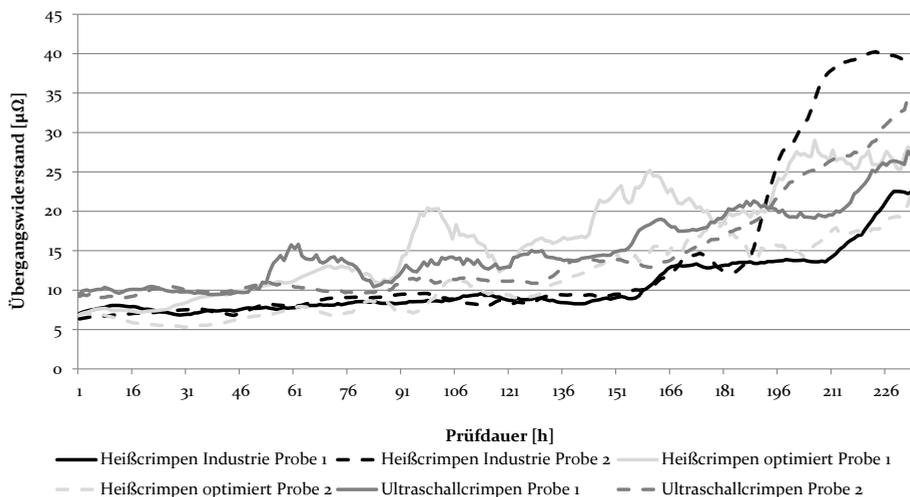


Bild 90: Wirkung des Slow-Motion-Bending-Tests auf variierende Kontakte [S25,S26,S27]

Untersucht man weiterhin die verbliebenen Varianten, ist ein durchschnittlicher Übergangswiderstand der optimierten Versuchsträger von $25,3 \mu\Omega$ sowie von $28,9 \mu\Omega$ bei den ultraschallgecrimpten Proben zu verzeichnen. Damit unterschreiten sie jeweils das vorgegebene Niveau der Industrieverbindungen, die einen durchschnittlichen Wert von $30,9 \mu\Omega$ aufweisen. Folglich ist trotz des eingeschränkten Versuchsumfangs darauf zu schließen, dass sowohl die optimierten heißgecrimpten Verbindungen, als auch die mittels Ultraschall hergestellten Proben keine gegenüber dem

Stand der Technik negativen elektrischen Eigenschaften während ihres Lebenszyklus entwickeln.

Zusammenfassend resultieren mehrere Schlussfolgerungen aus dem technologischen Vergleich der drei untersuchten Verfahrensvarianten. Zunächst sind die nachteiligen technologischen Eigenschaften des induktiven Abisolierens einschließlich des zugehörigen Kaltcrimpprozesses hervorzuheben. Da es sich nicht um einen kombinierten Prozess handelt, weist diese Verfahrenskette merkliche Nachteile hinsichtlich des Handhabungsaufwands und der Prozesszeiten auf. Weiterhin geht der induktive Entlackungsprozess mit umfassenden Wartungs- und Instandhaltungstätigkeiten einher, die die Produktivität weiter verringern. Betrachtet man die Qualität der resultierenden Verbindungen, wird ein weiterer Nachteil offensichtlich. Hier erweisen sich die hergestellten Verbindungen als nicht dauerstabil. Aufgrund all dieser genannten Nachteile ist diese Verfahrensvariante als nicht konkurrenzfähig einzustufen.

Hiervon abweichend verdeutlicht das vorliegende Kapitel allerdings ebenso das weitreichende Potential der verbleibenden beiden Kontaktiertechnologien. Die durch Anwendung der vorgestellten Optimierungs- und Modellierungsmethoden aufgedeckten Prozessparameter bedingen Probekörper, die die Eigenschaften der industriell hergestellten Verbindungen weit übersteigen. Hierbei hängt die konkrete Auswahl der zu bevorzugenden Kontaktiertechnologie von den Anforderungen der vorliegenden Anwendung ab. So ist das Verfahren des Heißcrimpens zu wählen, wenn die elektrische Verbindungsqualität, oder die Prozesszeit als primäre Zielgröße in die Fertigungs- und Prozessplanung eingehen. Werden die Proben hingegen extremen mechanischen Belastungen ausgesetzt, ist das Ultraschallcrimpverfahren zu wählen.

Damit ist exemplarisch aufgezeigt, dass die vorgestellten Ansätze zur Beschreibung des Heißcrimpprozesses ebenso das Potential zur technologischen Bewertung und Gegenüberstellung weiterer Prozessalternativen bieten. In der Folge genügen die vorgestellten Analysemethoden allen in Kapitel 2.5 postulierten Forderungen.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Um die ehrgeizigen Pläne der Bundesregierung mit dem Ziel der Entwicklung Deutschlands zum Leitanbieter und Leitmarkt der Elektromobilität umsetzen zu können, bedarf es insbesondere an massentauglichen sowie höchststabilen Produktionsprozessen. Nur durch die Beherrschung aller notwendigen Kerntechnologien werden Potentiale zur Kostensenkung bei höchstmöglicher Produktqualität aufgedeckt. Diese müssen ausgeschöpft werden, um die disruptive Technologie des vollelektrischen Automobils auf ein gleichermaßen qualitativ und finanziell konkurrenzfähiges Niveau anzuheben. Sobald diese Schwelle erreicht ist, gewinnt das vollelektrische Automobil nicht nur im Bereich der ökologisch orientierten Käuferschichten an Bedeutung. Vielmehr werden zahlreiche neue Kunden aus dem Sektor der ökonomisch denkenden Käufer und damit aus dem Massenmarkt erschlossen.

Aus diesem Grund fokussiert sich die vorliegende Forschungsarbeit auf die ganzheitliche Weiterentwicklung eines Kernprozessschritts im Bereich der Produktion elektrischer Antriebe: den Kontaktierungsprozess. Hierzu werden alle derzeitig potentiell einsetzbaren Technologien, die der Kontaktierung von Kupferlackdrähten dienen, aufgezeigt sowie aus technologischer Sicht bewertet. Nachdem ebenso die bisher eingesetzten Qualifizierungsbemühungen der resultierenden Kontaktstellen Erläuterung finden, schließt sich die Beschreibung des Forschungsbedarfs an, der die Motivation zur Ausfertigung der vorliegenden Dissertationsschrift begründet. Es wird aufgezeigt, dass bisher keine Prozessmodellierungsmethodik existiert, die der Multidimensionalität der zu berücksichtigenden Prozess- und Produktgrößen des Kontaktierungsschritts genügt. Hierdurch existiert keine allgemeingültige Möglichkeit zur Optimierung einzelner Kontaktierungstechnologien. Ebenso ist die Grundlage zur objektiven Gegenüberstellung unterschiedlicher Verfahren nicht gegeben.

Um diese Forschungslücke zu schließen werden drei unterschiedliche Ansätze der Prozessmodellierung am Verfahren des Heißcrimpens analysiert. Hierbei wird die Komplexität eines rein analytischen Ansatzes aufgezeigt, der die dreidimensionalen und hochgradig instationären Wärmeentstehungs- und Transportvorgänge dieser Kontaktierungstechnologie abbildet. Ausgehend von begründeten, komplexitätsreduzierenden Annahmen wird ein Modell aufgebaut, das den Zersetzungsprozess in hoher Güte widerspiegelt. Es bietet damit weitreichende Möglichkeiten zum Vergleich verschiedener Elektrodenwerkstoffe.

Ebenso werden die grundsätzlich benötigten Prozessenergieverbräuche adäquat prognostiziert. Allerdings eignet sich dieser Ansatz nicht, um weitere identifizierte Zielgrößen, beispielhaft die mechanische Verbindungsauszugskraft oder den Werkzeugverschleiß zu quantifizieren.

In der Folge wird ein weiterer Ansatz zur Prozessbeschreibung untersucht. Das in diesem Zuge entwickelte numerische Simulationsmodell ist in der Lage, die mechanischen Deformationsprozesse sowie die auftretenden Wärmeentstehungs- und Transportvorgänge anschaulich darzustellen. Es erlaubt weiterhin weitreichende Analysen, die den tendenziellen Einfluss zahlreicher Einflussgrößen des Heißcrimpprozesses qualifizieren. Eine genaue Quantifizierung der real auftretenden Zielgrößenausprägungen ist jedoch aufgrund der beschränkten Abbildungsgenauigkeit der Simulation lediglich bedingt möglich. Aus diesem Grund ist das Haupteinsatzgebiet der Simulation in der Qualifizierung neuartiger Crimpwerkstoffe und Formen anzusehen (siehe Bild 91).

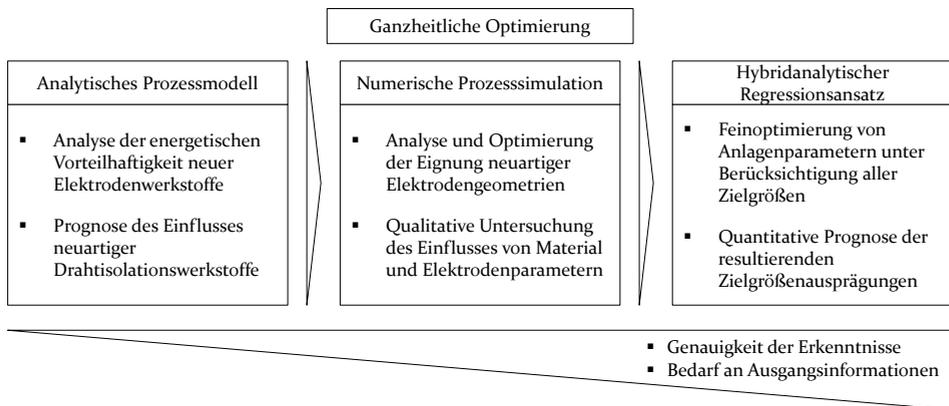


Bild 91: Gegenüberstellung untersuchter Prozessmodellierungsverfahren

Um allerdings einer ganzheitlichen Prozessoptimierung gemäß dem präsentierten Forschungsbedarf gerecht zu werden, ist eine dritte Methodik zur Beschreibung des Heißcrimpverfahrens bestmöglich geeignet. Es wird aufgezeigt, dass der auf weitreichenden statistischen Analysen basierende, hybride Regressionsansatz eine Vielzahl an strukturiert durchgeführten Versuchsergebnissen benötigt. Basiert er allerdings auf einem geeigneten Datenfundament, handelt es sich beim Regressionsansatz um eine exzellente Methodik, um die Kontaktierungsverfahren des Elektromaschinenbaus sowie deren Zielgrößen ganzheitlich zu modellieren. Die hierbei gewonnenen Zusammenhänge bilden nicht nur die ihnen zu Grunde gelegte Datenbasis in hoher Genauigkeit ab, sondern beschreiben ebenso gänzlich neuartige Prozessparametersätze respektive deren Auswirkungen äußerst

präzise. Da es sich bei diesen Modellen um mathematische Gleichungen handelt, wird zudem eine Möglichkeit geschaffen, alle postulierten Zielgrößen gleichermaßen zu optimieren, um den Prozess ganzheitlich zu verbessern.

Zur Unterlegung dieser These wird das Verbesserungspotential, das mit den vorgestellten Beschreibungsmethoden erarbeitet und realisiert werden kann, am Beispiel eines industriell eingesetzten Heißscrimpprozesses illustriert. Hierbei zeigt sich, dass mit geeigneten Maßnahmen die elektrischen und mechanischen Verbindungseigenschaften verbessert, die Produktivität aufgrund verringerter Taktzeiten und Rüsthäufigkeiten gesteigert und gleichzeitig die prozessbedingten Kosten minimiert werden. Zudem verdeutlichen die Langzeituntersuchungen, dass mit den resultierenden Verbindungen keine gegenüber den Industriekontakten nachteiligen Eigenschaften im späteren Produkteinsatz einhergehen.

Insofern liefert die vorliegende Forschungsarbeit wertvolle Ansätze, die dem Anwender das Werkzeug an die Hand geben, den aufgezeigten Bedarf nach stabileren, massentauglichen und kostengünstigen Produktionsprozessen zu stillen. Daher ist in zukünftigen Forschungsarbeiten auf die Industrialisierung der gewonnenen mathematischen Modelle zu konzentrieren. Durch die Integration von Inline-Prüfsystemen, die die zentralen Produkteigenschaften charakterisieren sowie die Implementierung der Regressionsformeln in die Anlagensteuerung werden vielfältige neue Möglichkeiten der Prozessverbesserung ausgeschöpft. Ein im Zuge dieser Vorgehensweise ist das in [120] [P8] postulierte Konzept, das die Chance zur vorausschauenden Instandhaltung im Kontext des Heißscrimpens aufzeigt. Da hierbei ebenso der Elektrodenzustand charakterisiert wird, ergeben sich zusätzlich vielfältige Potentiale zur Inline-Prozessregelung. So besteht die Möglichkeit die in dieser Forschungsarbeit erarbeiteten Wirkzusammenhänge zu nutzen, um verschleißbedingte Prozessveränderungen während der Serienproduktion kontinuierlich und selbstlernend nachzuregeln. Hiermit würden weitere Potentiale zur Optimierung der Kontaktierungsverfahren des Elektromaschinenbaus erschlossen werden.

8 Summary and Outlook

In order to fulfill the challenging plan of the German government of developing the country to a global key market and key supplier of the electric mobility sector, high capacity and stable production technologies have to be established. Only by mastering all relevant core technologies cost reduction potentials can be exploited, whereas product quality is maintained. These cost reduction potentials have to be discovered and utilized to raise the customer value level of the disruptive product of an electric vehicle above the ordinary fuel powered cars. Only by passing this barrier, fully electrical cars will not only be an adequate alternative for ecologically sensible customers. Instead, economically thinking customers will increasingly draw their attention to this new technology opening the border to mass production.

For this purpose, the present research work focuses on the holistic development of the joining process, which is one core step within the manufacturing chain of electric drives production. Therefore, all currently potentially used technologies for joining insulated copper wires will be introduced and assessed. After describing the corresponding methods for evaluating joints in the field of electric drives production, the explored need for research is specified. It is shown, that by now no holistic method for process modelling is introduced, which is capable of considering all potentially relevant goal criteria of the joining process. Therefore, no method for universally optimizing certain joining technologies is currently available. Moreover, there's no basis for an objective comparison of different joining technologies.

To close this research gap, three different process modelling approaches are investigated using the example of the thermo-crimping process. Here, the complexity of an analytical calculation is shown, which represents the three-dimensional and unsteady heat-generation and -distribution processes of this joining technology. Based on the explanation of all used, complexity reducing assumptions, a model is constructed, which precisely represents the insulation degradation process. Thus, this analytical modelling approach provides multiple possibilities regarding the comparison of different crimping tool materials. Moreover, the probable process energy consumptions of varying parameter settings can be predicted. However, this approach is not able to quantify further identified goal criteria, such as the mechanical tensile forces or tool wearing.

Consequently, another process modelling approach, consisting of a numerical FEM-analysis, is investigated. The derived simulation model is capable of illustrating the mechanical deformation processes as well as heat dissipation and -distribution procedures. It moreover allows screening studies about the impact of varying input variables on the resulting thermo-crimping process and the corresponding joint characteristics. The numerical simulation however, does neither allow an accurate calculation of the emphasized target values due to the reduced modeling accuracy derived from necessary simplifications. Consequently, the main application field of the FEM-model is the screening and assessing of new crimping tool materials and shapes.

To holistically optimize the thermo-crimping process according to the described need for research, however, a third process modelling method shows high applicability. Corresponding investigations illustrate, that a statistically developed regression-analysis indeed requires a wide range of structured experiments. Nevertheless, given this condition of an appropriate data base, the regression analysis is an excellent method to mathematically describe the joining technologies in the field of electric drives manufacturing including all important process and quality target values. Thus, the described correlations do not only allow to reproduce the target values they are based on. Instead, they predict the impact of entirely new parameter settings and combinations on all focused goal criteria. As the found correlations consist of mathematical formulae, additionally the possibility is given to consider all target values finding a holistically optimized process parameter setting.

To approve this thesis, improvement potential using all described modelling methods are shown, using the example of one industrial processed thermo-crimping joint. It is demonstrated, that the holistically parameter optimization leads to an improvement of electrical and mechanical joint quality characteristics, to an increasing productivity due to reduced cycle times and fewer setting intervals and to a reduction of process-related costs. Additionally, the performed long term quality investigations prove also the stability of the resulting joints compared to the industrial processed equivalents.

Consequently, the present research work delivers valuable approaches, allowing to reduce the needs for more stable and cost-efficient production processes. Thus, future research has to focus on the industrialization of the explored mathematical relations. By integrating inline inspection systems

being able to characterize resulting product properties, new process optimization opportunities will be revealed. One of these new opportunities would be a self-learning adjustment algorithm, which continuously regulates process parameters considering current tool wearing conditions. Implementing such a regulation system would lead to further process improvement potentials.

Literaturverzeichnis

- [1] Bundesministerium für Verkehr, Bau und Stadtentwicklung: *Elektromobilität – Deutschland als Leitmarkt und Leitanbieter*. Berlin, 2011
- [2] Nationale Plattform Elektromobilität (NPE): *Kompetenz-Roadmap AG 6 - Ausbildung und Qualifizierung*. Berlin, 2012
- [3] Nationale Plattform Elektromobilität (NPE): *Vision und Roadmap der Nationalen Plattform Elektromobilität*. Berlin, 2013
- [4] Nationale Plattform Elektromobilität (NPE): *Fortschrittsbericht 2014 – Bilanz der Marktvorbereitung*. Berlin, 2014
- [5] Nationale Plattform Elektromobilität (NPE): *Wegweiser Elektromobilität Handlungsempfehlungen der Nationalen Plattform Elektromobilität*. Berlin, 2016
- [6] NÜRNBERG, W.: *Die Asynchronmaschine: Ihre Theorie und Berechnung unter besonderer Berücksichtigung der Keilstab- und Doppelkäfigläufer*. Berlin: Springer, 1952
- [7] BORGEEST, K.: *Elektronik in der Fahrzeugtechnik: Hardware, Software, Systeme und Projektmanagement*. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2014
- [8] LEE, J.; KIM, W.; YU, J.; YUN, S.: *Comparison between concentrated and distributed winding in IPMSM for traction application*. In: *Electrical Machines and Systems (ICEMS)*. Incheon, 2010
- [9] KAMPKER, A.: *Elektromobilproduktion*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2014
- [10] STÖCK, M.: *Steigerung der Leistungsdichte und der Wirtschaftlichkeit von Elektromotoren für automotiv Fahrantriebe*: Dissertationsschrift. Zürich: 2016
- [11] KÜHL, A.: *Flexible Automatisierung der Statormontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik: Dissertationsschrift aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik*. Bamberg: Meisenbach Verlag, 2014
- [12] HOFMANN, B.; SPRENG, S.; KÜHL, A.; FRANKE, J.: *Evaluation of economic and ecologic potential of induction heating in the context of insulation systems within electric drives*. In: *2015 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC)*, 2015, S. 288–291

- [13] HOFMANN, B.; SPRENG, S.; FRANKE, J.; MARYNIAK, B.: *Innovative and energy-efficient insulation technology for the production of electric drives*. In: *2014 4th International Electric Drives Production Conference, EDPC 2014 - Proceedings*, 2014
- [14] NEE, C.: *Strategien für Wertschöpfungsnetzwerke in der Elektromotorenproduktion*. 1. Aufl. Aachen: Apprimus Verlag, 2014 (Edition Wissenschaft - Apprimus Bd. 2014,43)
- [15] SCHUCH, B.: *Aufbautechniken für die Kfz-Elektronik — Schlüssel zum Produkterfolg*, In: *ATZ - Automobiltechnische Zeitschrift*. Berlin: Springer, 1998
- [16] JORDAN, W.: *Technologie kleiner Elektromaschinen*. 1. Aufl. Ilmenau: Technoexpert, 2013
- [17] STÖCK, M.; Breu, Martin, Lohmeyer, Quentin; MEBOLDT, M.: *Innovative Winding Method for Electric Motors suitable for High Production Volumes of EVs*, In: *Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 2015
- [18] DIN EN 1977:2013-04, *Kupfer und Kupferlegierungen - Vordraht aus Kupfer*
- [19] DIN EN 13601:2013-09, *Kupfer und Kupferlegierungen - Stangen und Drähte aus Kupfer für die allgemeine Anwendung in der Elektrotechnik*
- [20] DIES, K.: *Kupfer und Kupferlegierungen in der Technik*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2014
- [21] Deutsches Kupferinstitut: *Werkstoff-Datenblätter: CU-ETP*. Düsseldorf, 2005
- [22] DIN EN 60317-0-1:2014-09, *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten - Teil 0-1: Allgemeine Anforderungen - Runddrähte aus Kupfer, lackisoliert*
- [23] DIN EN 60317-20, *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten - Teil 20: Runddrähte aus Kupfer, verzinnbar, lackisoliert mit Polyurethan, Klasse 155*
- [24] DIN EN 60317-13, *Technische Lieferbedingungen für bestimmte Typen von Wickeldrähten - Teil 13: Runddrähte aus Kupfer, lackisoliert mit Polyester oder Polyesterimid und darüber mit Polyamidimid, Klasse 200*

- [25] DIN EN 13600, *Kupfer und Kupferlegierungen - Nahtlose Rohre aus Kupfer für die Anwendung in der Elektrotechnik*
- [26] Deutsches Kupferinstitut: *Werkstoff-Datenblätter: CU-HCP*. Düsseldorf, 2005
- [27] Weitkowitz Kabelschuhe und Werkzeuge GmbH: *Hauptkatalog*. Hildesheim, 2016
- [28] Gustav Klauke GmbH: *Produktkatalog*. Remscheid, 2016
- [29] MALLOY, J.: *When good parts coat bad: Stripping reject components to salvage profits*. In: *Industrial Paint and Powder* 81 (2005), Nr. 3, S. 23–26
- [30] FOERNSEL, P.; SPENGE, D.: *Verfahren und Vorrichtung zur Oberflächen-Vorbehandlung von Werkstücken*. Agrodyn Hochspannungstechnik GmbH. Veröffentlichungsnr. DE19532412 (A1). IPC B08B7/00;C23G5/00;H05H1/34;H05H1/48;H01T19/00;B08B7/00;C23F1/12;C23F4/00;C23G3/00;H05H1
- [31] BUCHALLA, H.; MEYER, C.: *Verfahren zur elektrischen Kontaktierung eines Aluminiumdrahts*. Hanning Elektro Werke GmbH & Co.KG [DE]. Veröffentlichungsnr. DE102013104933 (A1). IPC H01R43/28; B23K20/10;H01L21/60;H01R43/02;H02K3/46;H02K3/50;H02K13/04;H02K15/00
- [32] PUTZ, W.: *Hand-held device for the dustless stripping of the coil ends in electric machines*. Siemens AG. Veröffentlichungsnr. EP000000068238B1. IPC H02G 1/12;H02G 1/12
- [33] PUTZ, W.: *Verfahren und Vorrichtung zum Durchlaufabisolieren von dünnen, mit hochwarmfestem Lack isolierten Drähten*. Mechanik Center Erlangen GmbH. Veröffentlichungsnr. DE000003806170C2. IPC H02G 1/12; H01F 41/10; H02G 1/12
- [34] DIETZ, D.: *Device for cleaning or surface treatment of wires, uses fluid flow mixed with solid bodies in flow channel formed by wall to guide flow with opening(s) for passing wire into fluid flow*. Chip Chop Inductivity Components GmbH. Veröffentlichungsnr. DE1999154988. IPC B21C43/04;B24C3/08;B24C3/10;H02G1/12;B24C3/12;B21F21/00; B24C1/00;B24C7/00;H02G1/12
- [35] FISCHER, U.: *Tabellenbuch Metall: Mit Formelsammlung*. 45. Aufl. Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel, 2011

- [36] *Vorrichtung zum Durchlaufabisolieren von lack- und/oder kunststoffisolierten Runddrähten.* Siemens AG. Veröffentlichungsnr. DE000029502766U1. IPC Ho2G 1/12; B26D 3/28; Go2B 6/245; Ho2G 1/12
- [37] BECK, A.; WINKLER, J.; HENRICHS, V.: *Method for stripping protective layer of copper-clad coat aluminum insulated wire, involves stopping movement of cutting element with respect to wire in accordance with significant change of applied electrical voltage and current.* Robert Bosch GmbH. Veröffentlichungsnr. DE102011084099 (A1). IPC Ho2G1/12
- [38] ADRIAN, J.: *Automatisiertes, stoffschlüssiges Fügen folienisolierter Flachleiter mit Oberflächenkontamination.* Heimsheim: Jost-Jetter, 2005 (IPA-IAO-Forschung und Praxis Nr. 418)
- [39] Oxyweld S.n.C.: *Hauptkatalog.* Sacile, 2015
- [40] LEMKE, P.: *Entfernen von Oxidschichten von einer Metalloberfläche insbesondere beim Abisolieren von lackisolierten Kupferdrähten.* Baumüller Nürnberg GmbH. Veröffentlichungsnr. DE102008002079A1. IPC C23C 8/06; Ho1R 43/28
- [41] KOCKS, F.; LIEFKE, L.; SCHINDELMEISER, F.: *Verfahren zum Entisolieren und Löten von Leiterbündeln aus Lackdrähten unter Erhaltung der Drahtanordnung im Leiterbündel und Vorrichtung zur Durchführung des Verfahrens.* Licentia GmbH. Veröffentlichungsnr. DE000001124113B. IPC Ho2G 1/12
- [42] DAVIES, J.; DICKINSON, P. H.; THOMAS, A.: *Laser removal of layer or coating from a substrate.* Spectrum Technologies Inc. Veröffentlichungsnr. US020050006345A1. IPC Co8J 7/18; C23F 1/00
- [43] KÖNIG, W.; KLOCKE, F.: *Abtragen, Generieren, Lasermaterialbearbeitung.* [Online-Ausg.]. Berlin [u.a.]: Springer, 2007 (VDI-Buch 3)
- [44] DICKINSON, P. H.: *Developments in High Speed, High Quality, Precision Laser Stripping of Enamel Wire for Coil Winding Manufacturing Applications, In: Electric Drives Production Conference.* Nürnberg, 2015
- [45] PFEIFER, H. (Hrsg.): *Handbuch industrielle Wärmetechnik: Grundlagen, Berechnungen, Verfahren.* 5. Aufl. Essen: Vulkan-Verl., 2013
- [46] SPRENG, S.; BORNGRAEBER, T.; GLAESSEL, T.; FRANKE, J.: *Qualification of main impacts on the inductive skinning process of copper wire bundles, In: International Conference on Electric Contacts (ICEC).* Edinburgh, 2016

- [47] SEYFAHRT, P.: *Verfahren und Vorrichtung zum Abisolieren von dünnen Drähten*. Licentia GmbH. Veröffentlichungsnr. DE000001064580B. IPC Ho2G 1/12
- [48] IMMLER, N.; KOEPPE, T.; LUTZ, B.: *Verfahren und Vorrichtung zum Abisolieren eines isolierten Drahtes*. Robert Bosch GmbH. Veröffentlichungsnr. DE102008043876A1. IPC Ho1R 43/28; Ho1B 7/38; Ho5B 6/02; Ho2G 1/12
- [49] CLAASEN, T.; FLEISCHER, M.; MARYNIAK, B.; SAATHOFF, T.; WAGENAAR, T.: *Vorrichtung zum induktiven Abisolieren von Drähten und/oder Profilen*. Wobben Properties GmbH. Veröffentlichungsnr. WO002012110475A2. IPC Ho2G 1/12
- [50] WODARA, J.; HEROLD, H.: *Ultraschallfügen und -trennen*. Düsseldorf: DVS-Verl., 2004
- [51] KOC, S.; STROH, D.; WAGNER, P.: *Ultraschallschweißvorrichtung sowie Verfahren zum Verschweißen von elektrischen Leitern*. Schunk Sonosystems GmbH. Veröffentlichungsnr. DE102012111734A1. IPC B23K 20/10 ; Ho1R 43/02
- [52] FAHRENWALDT, H. J.; SCHULER, V.; TWRDEK, J.: *Praxiswissen Schweißtechnik: Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014
- [53] CAKICI, T.: *Die Messung der Viskosität von flüssigem Blei, Eisen, Kupfer, Lanthan und Zinn nach einem Absolutverfahren: unter bes. Berücks. der Temperaturführung*, 1976
- [54] DILTHEY, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1: Schweiß- und Schneidtechnologien*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag, 2006
- [55] WOLF, M.: *Investigation on the Mechanical and Electromagnetical Performance of a Squirrel Cage Induction Machine with Radially Laser Welded End Ring Connections*, In: *Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 2015
- [56] HOFMANN, K.: *Load-Adapted Design of Laser Welded Copper- Aluminum Connections for Power Electronics*, In: *Electric Drives Productin Conference*. Nürnberg, 2015
- [57] FUKUDA, T.: *Drehende elektrische Maschine und Verfahren zu ihrer Herstellung*. Veröffentlichungsnr. DE112013004290T5. IPC Ho2K 3/04; Ho2K 15/04

- [58] KLEBER, R.: *Method and system for joining stator wires*. GM Global Tech Operations Inc. Veröffentlichungsnr. US020140077639A1. IPC Ho2K 15/02; Ho1R 43/04 ; Ho1R 43/02
- [59] BÖHM, S.; HEMKEN, G.; NOACK, K.: Laser soldering of enameled wires. In: SPIE LASE: Lasers and Applications in Science and Engineering (Hrsg.): SPIE, 2009
- [60] BABIEL, G.: *Bordnetze und Powermanagement: Thermische Modellbildung für elektrische und elektronische Bauelemente*. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2013 (SpringerLink : Bücher)
- [61] EIGLER, H.; BEYER, W.: *Einführung in die Technologie der Elektrotechnik, Elektronik*. Heidelberg: Hüthig, 1986
- [62] GLOCKSEISEN, T.; BATTENFELD, K.: *Crimptechnik: Herstellung prozesssicherer Verbindungen von elektrischen Leitern und Steckern*. Landsberg/Lech: Verl. Moderne Industrie, 2011
- [63] WEDDELING, C.: *Electromagnetic Form-Fit Joining*. Herzogenrath: Shaker, 2014
- [64] SHANG, J.: *Electromagnetically assisted sheet metal stamping*. Columbus, Ohio: Ohio State University, 2006
- [65] COTTRELL, D. F.; KIREJCZYK, T. E.: *Crimp connection reliability*. Orlando, FL: Martin Marietta Corp, 1978
- [66] OCOLEANU, C. F.; CIVIDJIAN, G.; MANOLEA, G.: Technological solution for increasing the quality of crimped connections. In: *2015 IEEE 1st International Forum on Research and Technologies for Society and Industry, RTSI 2015 - Proceedings*, 2015, S. 213–218
- [67] PRIEBE, T.; TZSCHEUTSCHLER, R.: *Pressverbindung für lackisolierte Leiter*. Technische Universität Dresden. Veröffentlichungsnr. DD000000296588A5. IPC Ho1R 4/20
- [68] HOERNLE, R.; HOFMEISTER, W.: *Crimpverbindung mit unterschiedlichen Crimphöhen*. Robert Bosch GmbH. Veröffentlichungsnr. DE102009047701A1. IPC Ho1R 4/18
- [69] BENNETT, M.; ETTLINGER, L.: *Low resistance electric joint between conductive members, at least one member having an insulation coating thereon, and the method of making such joint*. General Electric Corp. Veröffentlichungsnr. US000004317277A. IPC Ho1R 43/02; B23K 11/16; Ho1R 4/02

- [70] RIORDAN, E.; WARNER, A.: *Insulated wire termination, method, and machine*. Joyal Products Inc. 2000. Veröffentlichungsnr. US000006125533A. IPC H01R 43/00; B23K 11/00; H01R 43/02
- [71] STAPEL, A.: *Verfahren zum elektrisch leitenden Verbinden von lackierten Drähten*. Stapla ultraschalltechnik GmbH. Veröffentlichungsnr. WO002004004079A1. IPC H01R 43/02
- [72] SPRENG, S.; GLAESSEL, T.; FRANKE, J.: *Adaption of the ultrasonic welding technique to the process of joining insulated copper wires with standardized tubular cable lugs*, In: *Holm Conference on Electrical Contacts*. San Diego, 2015
- [73] KREITLEIN, S.; HOFMANN, B.; MEYER, A.; SPRENG, S.; FRANKE, J.: *Energy Efficiency in Strategy of a Sustainable Electric Drives Production*, In: *CIRP Conference on Life Cycle Engineering*. Berlin, 2016
- [74] VINARICKY, E.: *Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen: Grundlagen, Technologien, Prüfverfahren*. Berlin: Springer Vieweg, 2016
- [75] Prüfvorschrift Castech Srl ST-072-AA-01-IT:2012-07, *Muster von Verbindungen mit Hülse oder Clip mit Lackdrähten, Durchführungsmodalitäten, Test und Verifikationsmethoden*
- [76] DIN EN 60352-2:2014-04, *Lötfreie Verbindungen - Teil 2: Crimpverbindungen - Allgemeine Anforderungen, Prüfverfahren und Anwendungshinweise*
- [77] DIN EN 61238-1:2004-03, *Pressverbinder und Schraubverbinder für Starkstromkabel für Nennspannungen bis einschließlich 36 kV*
- [78] Metrawatt International GmbH: *Datenblatt Metrahit Iso: True RMS Multimeter und Isolationsmessgerät*. 2016
- [79] PARTHIER, R.: *Messtechnik: Grundlagen und Anwendungen der elektrischen Messtechnik für alle technischen Fachrichtungen und Wirtschaftsingenieure : mit 30 Tabellen*. Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn Verlag GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden, 2008
- [80] WILLIAMS, D. M.; RANGE, M. E.; PASCUCI, V. C.; SAVROCK, J. T.: *Forensic analysis of thermally stressed crimp connections*, In: *Holm Conference on Electrical Contacts*. San Diego, 2015
- [81] BUCHHOLZ, V. L.; FRANK, R.; MORTON, C.: *Test program of copper and aluminum electrical connectors under ageing conditions common to renewable energy systems*, In: *Electrical Power and Energy Conference, EPEC*. Montreal, 2009

- [82] MOHD, R.; HUZAINIE, S.; AHMAD, B.: *Study of Cable Crimping Factors Affecting Contact Resistance of Medium Voltage Cable Ferrule and Lug*, In: *International Conference on Electricity Distribution (CIRED)*. Stockholm, 2013
- [83] RON LIU, D.; BRACKET, T.; MCCARTHY, S.: *Contact resistance comparison of good and bad crimp joints with tinned wires under thermal shock*. In: *Electrical Contacts, Proceedings of the Annual Holm Conference on Electrical Contacts* (2001), S. 35–43
- [84] VOGL, G.: *Umweltsimulation für Produkte: Zuverlässigkeit steigern, Qualität sichern*. Würzburg: Vogel, 1999
- [85] BRAUNOVIC, M.; KONCHITS, V. V.; MYSHKIN, N. K.: *Electrical contacts: Fundamentals, applications and technology*. Boca Raton: CRC Press, 2007 (Electrical and computer engineering 132)
- [86] WENDLER-KALSCH, E.; GRÄFEN, H.: *Korrosionsschadenkunde*. Berlin: Springer Vieweg, 2012
- [87] SLADE, P. G.: *Electrical contacts: Principles and applications*. Boca Raton: CRC Press, 2014
- [88] KATZIER, H.: *Elektrische Steckverbinder: Technologien, Anwendungen und Anforderungen*. Bad Saulgau: Leuze, 2012
- [89] Liefervorschrift LV 214-1:2010-04, *Kfz-Steckverbinder*
- [90] SPRENG, S.; RISCH, F.; GLAESSEL, T.; WOLFF, J.; FRANKE, J.: *Evaluation of Energy Efficient Joining Processes in the Field of Electric Drives Manufacturing Considering Quality Aspects*, In: *Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 2014
- [91] KLEPPMANN, W.: *Taschenbuch Versuchsplanung: Produkte und Prozesse optimieren*. München: Hanser, 2009
- [92] Castech Srl.: *Bedienungsanleitung Thermofalzanlage GF301000*. Brendola, 2010
- [93] KOHL, J.: *Automatisierte Datenerfassung für diskret ereignisorientierte Simulationen in der energieflexiblen Fabrik: Dissertationsschrift aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik* Bamberg: Meisenbach Verlag, 2016
- [94] SPRENG, S.; KOHL, J.; FRANKE, J.: *Development of an adjustable measuring system for electrical consumptions in production*, In: *Applied Mechanics and Materials*. Nürnberg, 2014

- [95] STEINMÜLLER, A. (Hrsg.): *Tabellenbuch für Metallbautechnik*. Haan-Gruiten: Verlag Europa-Lehrmittel, Nourney, Vollmer GmbH & Co. KG, 2016
- [96] DIN EN ISO 5182:2016-11, *Widerstandsschweißen - Werkstoffe für Elektroden und Hilfseinrichtungen*
- [97] WHS Sondermetalle e.K.: *Datenblatt Molybdän (Mo, TZM, ML)*. Grünsfeld, 2014
- [98] WHS Sondermetalle e.K.: *Datenblatt Wolfram (W)*. Grünsfeld, 2014
- [99] Dörrenberg Edelstahl GmbH: *Werkstoffdatenblatt 1.2365*. Engelskirchen, 2016
- [100] HOLM, R.: *Elektrische Kontakte*. Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 1958
- [101] CZICHOS, H.; HABIG, K.-H.: *Tribologie-Handbuch: Tribometrie, Tribomaterialien, Tribotechnik*. Wiesbaden: Vieweg und Teubner Verlag, 2010
- [102] GOLDBERG, H.; KUMAR, P.; RYAN, T.: *Refractory metals with improved adhesion strength*. Starck H C Inc. Veröffentlichungsnr. US000006358625B1. IPC B22F 7/08; C22B 34/24
- [103] MERKEL, M.; ÖCHSNER, A.: *Eindimensionale Finite Elemente: Ein Einstieg in die Methode*. Berlin: Springer-Verlag, 2010
- [104] BÖNIG, J.: *Integration des Systemverhaltens von Automobil-Hochvoltleitungen in die virtuelle Absicherung durch strukturmechanische Simulation: Dissertationsschrift aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik*. Bamberg: Meisenbach, Verlag 2016
- [105] RUST, W.: *Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen*. Wiesbaden: Vieweg und Teubner Verlag, 2011
- [106] GEBHARDT, C.: *Praxisbuch FEM mit ANSYS Workbench: Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik*. München: Hanser Verlag, 2014
- [107] MATTHES, K.-J.; RICHTER, E.: *Schweißtechnik: Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen*. München: Carl-Hanser-Verlag, 2008
- [108] LEIPERTZ, A.: *Technische Thermodynamik für Maschinenbauer, Fertigungstechniker, Verfahrenstechniker und Chemie- und Bioingenieure*. Erlangen: ESYTEC, Energie- und Systemtechnik, 2006

- [109] POLIFKE, W.; KOPITZ, J.: *Wärmeübertragung: Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. München: Pearson, 2009
- [110] BAEHR, H. D.; STEPHAN, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. Berlin: Springer Vieweg, 2013
- [111] HERWIG, H.: *Wärmeübertragung A-Z: Systematische und ausführliche Erläuterungen wichtiger Größen und Konzepte*. Berlin: Springer Verlag, 2000
- [112] BÖCKH, P. von; WETZEL, T.: *Wärmeübertragung: Grundlagen und Praxis*. Berlin: Springer Verlag, 2014
- [113] KREITLEIN, S.: *Der grundoperationsspezifische Mindestenergiebedarf als Referenzwert zur Bewertung der Energieeffizienz in der Produktion: Dissertationsschrift aus dem Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik*. Bamberg: Meisenbach, Verlag 2016
- [114] DIN EN 60068-1:2015-09, *Umgebungseinflüsse - Teil 1: Allgemeines und Leitfaden*
- [115] DIN EN 60068-2-2:2008-05, *Umgebungseinflüsse - Teil 2-2: Prüfverfahren - Prüfung B: Trockene Wärme*
- [116] DIN EN 60068-2-52:1996-10, *Umgebungseinflüsse - Teil 2-52: Prüfverfahren, Prüfung Kb: Salznebel, zyklisch (Natriumchloridlösung)*
- [117] DIN EN 60068-2-30:2006-06, *Umgebungseinflüsse - Teil 2-30: Prüfverfahren - Prüfung Db: Feuchte Wärme, zyklisch*
- [118] DIN EN 60068-2-80:2006-05, *Umgebungseinflüsse - Teil 2-80: Prüfverfahren - Prüfung Fi: Mixed-Mode Vibrationsprüfung*
- [119] Liefervorschrift LV 214-2:2008-01, *Kfz-Kontaktierungen Slow-Motion-Prüfungen*
- [120] FLEISCHMANN, H.; SPRENG, S.; KOHL, J.; KISSKALT, D.; FRANKE, J.: *Distributed Condition Monitoring Systems in Electric Drives Manufacturing*, In: *Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 2016

Verzeichnis promotionsbezogener, eigener Publikationen

- [P1] HOFMANN, B.; SPRENG, S.; KÜHL, A.; FRANKE, J.: *Evaluation of economic and ecologic potential of induction heating in the context of insulation systems within electric drives. In: 2015 IEEE Electrical Insulation Conference (EIC), 2015, S. 288–291*
- [P2] HOFMANN, B.; SPRENG, S.; FRANKE, J.; MARYNIAK, B.: *Innovative and energy-efficient insulation technology for the production of electric drives. In: 2014 4th International Electric Drives Production Conference, EDPC 2014 - Proceedings, 2014*
- [P3] SPRENG, S.; BORNGRAEBER, T.; GLAESSEL, T.; FRANKE, J.: *Qualification of main impacts on the inductive skinning process of copper wire bundles, In: International Conference on Electric Contacts (ICEC). Edinburgh, 2016*
- [P4] SPRENG, S.; GLAESSEL, T.; FRANKE, J.: *Adaption of the ultrasonic welding technique to the process of joining insulated copper wires with standardized tubular cable lugs, In: Holm Conference on Electrical Contacts. San Diego, 2015*
- [P5] KREITLEIN, S.; HOFMANN, B.; MEYER, A.; SPRENG, S.; FRANKE, J.: *Energy Efficiency in Strategy of a Sustainable Electric Drives Production, In: CIRP Conference on Life Cycle Engineering. Berlin, 2016*
- [P6] SPRENG, S.; RISCH, F.; GLAESSEL, T.; WOLFF, J.; FRANKE, J.: *Evaluation of Energy Efficient Joining Processes in the Field of Electric Drives Manufacturing Considering Quality Aspects, In: Electric Drives Production Conference. Nürnberg, 2014*
- [P7] SPRENG, S.; KOHL, J.; FRANKE, J.: *Development of an adjustable measuring system for electrical consumptions in production, In: Applied Mechanics and Materials. Nürnberg, 2014*
- [P8] FLEISCHMANN, H.; SPRENG, S.; KOHL, J.; KIßKALT, D.; FRANKE, J.: *Distributed Condition Monitoring Systems in Electric Drives Manufacturing, In: Electric Drives Production Conference. Nürnberg, 2016*

Verzeichnis promotionsbezogener, studentischer Arbeiten*

Die Erstellung von Aufbauten, Auswertungen, Recherchen und Versuchen erfolgten durch Aufgabenstellung und unter fachlicher Anleitung des Verfassers mit Unterstützung der folgenden studentischen Arbeiten:

- [S1] LICHTBLAU, J.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Konzeption und Realisierung eines automatisierten Kontaktierungsverfahrens für eine Einsteckwicklung innovativer E-Traktionsantriebe*. Projektarbeit. Nürnberg, 2014
- [S2] GLÄßEL, T.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses wesentlicher Anlagenparameter auf den Prozess des Ultraschallschweißens*. Masterarbeit. Nürnberg, 2015
- [S3] WOLFF, J.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses wesentlicher Anlagenparameter auf die Verbindungsqualität beim Heißscrimpen*. Masterarbeit. Nürnberg, 2014
- [S4] MUSELMANN, J.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Ermittlung von Potentialen zur Optimierung von Kontaktierungsprozessen mittels Matlab*. Projektarbeit. Nürnberg, 2016
- [S5] OTT, M.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses variierender Werkzeugmaterialien einer Flachelektrode auf die Parameter Verbindungsqualität, Energiebedarf und Werkzeugverschleiß*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S6] MANERT, M.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Quantifizierung der erreichbaren Verbindungsqualität unter Verwendung einer TZM-Bananenelektrode beim Heißscrimpprozess*. Bachelorarbeit. Nürnberg, 2015
- [S7] SCHAEFER, H.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Evaluation des Einflusses ausgewählter Werkzeugmaterialien auf die Verbindungsqualität einer Heißscrimpanlage*. Masterarbeit. Nürnberg, 2014

* Der Autor an zweiter (und ggf. dritter) Stelle bezeichnet den bzw. die Betreuer der studentischen Arbeit und an letztgenannter Stelle den/die Lehrstuhlinhaber/in.

- [S8] WUNDER, D.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses ausgewählter Werkzeugmaterialien auf die Verbindungsqualität einer Heißcrimpanlage*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S9] BURATOWSKI, P.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses der Werkzeugform einer Flachelektrode auf die Parameter Verbindungsqualität und Werkzeugverschleiß*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S10] GLAESSEL, T. S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses wesentlicher Anlagenparameter auf den Prozessenergieverbrauch beim Heißcrimpen*. Projektarbeit. Nürnberg, 2014
- [S11] HOETZEL, S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses des Werkzeugmaterials auf den Energieverbrauch einer Heißcrimpanlage*. Projektarbeit. Nürnberg, 2014
- [S12] LICHTBLAU, J.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses von Werkzeugform, Werkzeugmaterial und Werkzeugzustand auf den Prozessenergiebedarf beim Heißcrimpen*. Projektarbeit. Nürnberg, 2014
- [S13] GRAF, M.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Quantifizierung des Wirkzusammenhangs zwischen dem Werkzeugverschleiß, dem Prozessenergieverbrauch und der resultierenden Verbindungsqualität beim Heißcrimpprozess*. Masterarbeit. Nürnberg, 2016
- [S14] SCHIEVELBUSCH, A.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Validierung des Einflusses der verschiedenen existierenden Verschleißmechanismen einer Stahlflachelektrode auf die Werkzeugstandzeit beim Heißcrimpprozess*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S15] WINKOWSKI M.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Quantifizierung der Verschleißmechanismen von Molybdänelektroden beim Heißcrimpen*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S16] NASAROW, A.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Bestimmung des Werkzeugverschleißes einer TZM-Flachelektrode*. Projektarbeit. Nürnberg, 2016
- [S17] SEMMLER, S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Quantifizierung und Identifikation der temperaturabhängigen Verschleißmechanismen einer Molybdänflachelektrode beim Prozess des Heißcrimpens*. Projektarbeit. Nürnberg, 2016

- [S18] WEINFURTER, D. S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Quantifizierung der Verschleißmechanismen von Wolframflachelektroden beim Heißcrimpen*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S19] KLAMT, D.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Qualifizierung neuartiger Flachelektrodenwerkstoffe mittels eines zu adaptierenden Regressionsmodells*. Masterarbeit. Nürnberg, 2016
- [S20] GLEICH, D. S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Qualifizierung variierender Drahtdurchmesser mittels eines zu adaptierenden Regressionsmodells*. Bachelorarbeit. Nürnberg, 2016
- [S21] MANOU, G. S.; SPRENG, S. und J. FRANKE. *Qualifizierung variierender Kabelschuhgrößen mittels eines zu adaptierenden Regressionsmodells*. Projektarbeit. Nürnberg, 2016
- [S22] GRAMLICH, J.; SPRENG, S. und J. *Simulative Auslegung eines Crimpwerkzeugs mittels des Programms LS-Dyna*. Bachelorarbeit. Nürnberg, 2014
- [S23] GRAMLICH, J.; SPRENG, S. und J. *Thermisch-elektrische Simulation des Heißcrimpprozesses*. Masterarbeit. Nürnberg, 2016
- [S24] WOERRLEIN, M.; SPRENG, S. und J. *Ermittlung eines mathematischen Wirkzusammenhangs zur Bestimmung der Mindestenergie zum Abisolieren von Kupferlackdrähten beim Heißcrimpprozess*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S25] FERBER, F., M.; SPRENG, S. und J. *Qualifizierung und Umweltsimulation geeigneter ultraschallgecrimpter Verbindungsstellen*. Bachelorarbeit. Nürnberg, 2014
- [S26] KOLLER, C., M.; SPRENG, S. und J. *Vergleich variierer Kabelschuhverbindungen auf Basis von Umweltsimulationen unter Verwendung von Raffungsmodellen*. Projektarbeit. Nürnberg, 2015
- [S27] LACHAUER, C., M.; SPRENG, S. und J. *Konzeption und Aufbau einer Messvorrichtung zur Bestimmung der mechanischen Verbindungsqualität von Kontaktelementen im Elektromaschinenbau*. Bachelorarbeit. Nürnberg, 2015

Reihenübersicht

Koordination der Reihe (Stand 2020):
Geschäftsstelle Maschinenbau, Dr.-Ing. Oliver Kreis, www.mb.fau.de/diss/

Im Rahmen der Reihe sind bisher die nachfolgenden Bände erschienen.

Band 1 – 52
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Carl Hanser Verlag, München

Band 53 – 307
Fertigungstechnik – Erlangen
ISSN 1431-6226
Meisenbach Verlag, Bamberg

ab Band 308
FAU Studien aus dem Maschinenbau
ISSN 2625-9974
FAU University Press, Erlangen

Die Zugehörigkeit zu den jeweiligen Lehrstühlen ist wie folgt gekennzeichnet:

Lehrstühle:

FAPS	Lehrstuhl für Fertigungsautomatisierung und Produktionssystematik
KTmfk	Lehrstuhl für Konstruktionstechnik
LFT	Lehrstuhl für Fertigungstechnologie
LPT	Lehrstuhl für Photonische Technologien

Band 1: Andreas Hemberger
Innovationspotentiale in der
rechnerintegrierten Produktion durch
wissensbasierte Systeme
FAPS, 208 Seiten, 107 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15234-2.

Band 2: Detlef Classe
Beitrag zur Steigerung der Flexibilität
automatisierter Montagesysteme
durch Sensorintegration und erweiterte
Steuerungskonzepte
FAPS, 194 Seiten, 70 Bilder. 1988.
ISBN 3-446-15529-5.

Band 3: Friedrich-Wilhelm Nolting
Projektierung von Montagesystemen
FAPS, 201 Seiten, 107 Bilder, 1 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15541-4.

Band 4: Karsten Schlüter
Nutzungsgradsteigerung von
Montagesystemen durch den Einsatz
der Simulationstechnik
FAPS, 177 Seiten, 97 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15542-2.

Band 5: Shir-Kuan Lin
Aufbau von Modellen zur Lageregelung
von Industrierobotern
FAPS, 168 Seiten, 46 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15546-5.

Band 6: Rudolf Nuss
Untersuchungen zur Bearbeitungsquali-
tät im Fertigungssystem Laserstrahl-
schneiden
LFT, 206 Seiten, 115 Bilder, 6 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15783-2.

Band 7: Wolfgang Scholz
Modell zur datenbankgestützten Planung
automatisierter Montageanlagen
FAPS, 194 Seiten, 89 Bilder. 1989.
ISBN 3-446-15825-1.

Band 8: Hans-Jürgen Wißmeier
Beitrag zur Beurteilung des Bruchverhal-
tens von Hartmetall-Fließpreßmatrizen
LFT, 179 Seiten, 99 Bilder, 9 Tab. 1989.
ISBN 3-446-15921-5.

Band 9: Rainer Eisele
Konzeption und Wirtschaftlichkeit von
Planungssystemen in der Produktion
FAPS, 183 Seiten, 86 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16107-4.

Band 10: Rolf Pfeiffer
Technologisch orientierte
Montageplanung am Beispiel der
Schraubtechnik
FAPS, 216 Seiten, 102 Bilder, 16 Tab. 1990.
ISBN 3-446-16161-9.

Band 11: Herbert Fischer
Verteilte Planungssysteme zur
Flexibilitätssteigerung der
rechnerintegrierten Teilefertigung
FAPS, 201 Seiten, 82 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16105-8.

Band 12: Gerhard Kleineidam
CAD/CAP: Rechnergestützte Montage-
feinplanung
FAPS, 203 Seiten, 107 Bilder. 1990.
ISBN 3-446-16112-0.

Band 13: Frank Vollertsen
Pulvermetallurgische Verarbeitung eines
übereutektoiden verschleißfesten Stahls
LFT, XIII u. 217 Seiten, 67 Bilder, 34 Tab.
1990. ISBN 3-446-16133-3.

Band 14: Stephan Biermann
Untersuchungen zur Anlagen- und
Prozeßdiagnostik für das Schneiden
mit CO₂-Hochleistungslasern
LFT, VIII u. 170 Seiten, 93 Bilder, 4 Tab.
1991. ISBN 3-446-16269-0.

Band 15: Uwe Geißler
Material- und Datenfluß in einer flexiblen
Blechbearbeitungszelle
LFT, 124 Seiten, 41 Bilder, 7 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16358-1.

Band 16: Frank Oswald Hake
Entwicklung eines rechnergestützten
Diagnosesystems für automatisierte
Montagezellen
FAPS, XIV u. 166 Seiten, 77 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16428-6.

Band 17: Herbert Reichel
Optimierung der Werkzeugbereitstellung
durch rechnergestützte
Arbeitsfolgenbestimmung
FAPS, 198 Seiten, 73 Bilder, 2 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16453-7.

Band 18: Josef Scheller
Modellierung und Einsatz von
Softwaresystemen für rechnergeführte
Montagezellen
FAPS, 198 Seiten, 65 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16454-5.

Band 19: Arnold vom Ende
Untersuchungen zum Biegeumforme mit
elastischer Matrize
LFT, 166 Seiten, 55 Bilder, 13 Tab. 1991.
ISBN 3-446-16493-6.

Band 20: Joachim Schmid
Beitrag zum automatisierten Bearbeiten
von Keramikguß mit Industrierobotern
FAPS, XIV u. 176 Seiten, 111 Bilder, 6 Tab.
1991. ISBN 3-446-16560-6.

Band 21: Egon Sommer
Multiprozessorsteuerung für
kooperierende Industrieroboter in
Montagezellen
FAPS, 188 Seiten, 102 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-17062-6.

Band 22: Georg Geyer
Entwicklung problemspezifischer
Verfahrensketten in der Montage
FAPS, 192 Seiten, 112 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16552-5.

Band 23: Rainer Flohr
Beitrag zur optimalen
Verbindungstechnik in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 186 Seiten, 79 Bilder. 1991.
ISBN 3-446-16568-1.

Band 24: Alfons Rief
Untersuchungen zur Verfahrensfolge
Laserstrahlschneiden und -schweißen
in der Rohkarosseriefertigung
LFT, VI u. 145 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab.
1991. ISBN 3-446-16593-2.

Band 25: Christoph Thim
Rechnerunterstützte Optimierung
von Materialflußstrukturen in der
Elektronikmontage durch Simulation
FAPS, 188 Seiten, 74 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17118-5.

Band 26: Roland Müller
CO₂-Laserstrahlschneiden von
kurzglasverstärkten Verbundwerkstoffen
LFT, 141 Seiten, 107 Bilder, 4 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17104-5.

Band 27: Günther Schäfer
Integrierte Informationsverarbeitung
bei der Montageplanung
FAPS, 195 Seiten, 76 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17117-7.

Band 28: Martin Hoffmann
Entwicklung einer
CAD/CAM-Prozesskette für die
Herstellung von Blechbiegeteilen
LFT, 149 Seiten, 89 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17154-1.

Band 29: Peter Hoffmann
Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden
und -schweißen: Prozeßführung und
Systemtechnik in der 3D-Laserstrahlbear-
beitung von Blechformteilen
LFT, 186 Seiten, 92 Bilder, 10 Tab. 1992.
ISBN 3-446-17153-3.

Band 30: Olaf Schrödel
Flexible Werkstattsteuerung mit
objektorientierten Softwarestrukturen
FAPS, 180 Seiten, 84 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17242-4.

Band 31: Hubert Reinisch
Planungs- und Steuerungswerkzeuge
zur impliziten Geräteprogrammierung
in Roboterzellen
FAPS, XI u. 212 Seiten, 112 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17380-3.

Band 32: Brigitte Bärnreuther
Ein Beitrag zur Bewertung des Kommuni-
kationsverhaltens von Automatisierungs-
geräten in flexiblen Produktionszellen
FAPS, XI u. 179 Seiten, 71 Bilder. 1992.
ISBN 3-446-17451-6.

Band 33: Joachim Hutfless
Laserstrahlregelung und Optikdiagnostik
in der Strahlführung einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 175 Seiten, 70 Bilder, 17 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17532-6.

Band 34: Uwe Günzel
Entwicklung und Einsatz eines Simula-
tionsverfahrens für operative und
strategische Probleme der
Produktionsplanung und -steuerung
FAPS, XIV u. 170 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
1993. ISBN 3-446-17604-7.

Band 35: Bertram Ehmann
Operatives Fertigungscontrolling durch
Optimierung auftragsbezogener Bearbei-
tungsabläufe in der Elektronikfertigung
FAPS, XV u. 167 Seiten, 114 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17658-6.

Band 36: Harald Kolléra
Entwicklung eines benutzerorientierten
Werkstattprogrammiersystems für das
Laserstrahlschneiden
LFT, 129 Seiten, 66 Bilder, 1 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17719-1.

Band 37: Stephanie Abels
Modellierung und Optimierung von
Montageanlagen in einem integrierten
Simulationssystem
FAPS, 188 Seiten, 88 Bilder. 1993.
ISBN 3-446-17731-0.

Band 38: Robert Schmidt-Hebbel
Laserstrahlbohren durchflußbestimmen-
der Durchgangslöcher
LFT, 145 Seiten, 63 Bilder, 11 Tab. 1993.
ISBN 3-446-17778-7.

Band 39: Norbert Lutz
Oberflächenfeinbearbeitung
keramischer Werkstoffe mit
XeCl-Excimerlaserstrahlung
LFT, 187 Seiten, 98 Bilder, 29 Tab. 1994.
ISBN 3-446-17970-4.

Band 40: Konrad Grampp
Rechnerunterstützung bei Test und
Schulung an Steuerungssoftware von
SMD-Bestücklinien
FAPS, 178 Seiten, 88 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18173-3.

Band 41: Martin Koch
Wissensbasierte Unterstützung der
Angebotsbearbeitung in der
Investitionsgüterindustrie
FAPS, 169 Seiten, 68 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18174-1.

Band 42: Armin Gropp
Anlagen- und Prozeßdiagnostik beim
Schneiden mit einem gepulsten
Nd:YAG-Laser
LFT, 160 Seiten, 88 Bilder, 7 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18241-1.

Band 43: Werner Heckel
Optische 3D-Konturerfassung und
on-line Biegewinkelmessung mit
dem Lichtschnittverfahren
LFT, 149 Seiten, 43 Bilder, 11 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18243-8.

Band 44: Armin Rothhaupt
Modulares Planungssystem zur
Optimierung der Elektronikfertigung
FAPS, 180 Seiten, 101 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18307-8.

Band 45: Bernd Zöllner
Adaptive Diagnose in der
Elektronikproduktion
FAPS, 195 Seiten, 74 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18308-6.

Band 46: Bodo Vormann
Beitrag zur automatisierten
Handhabungsplanung komplexer
Blechbiegeteile
LFT, 126 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18345-0.

Band 47: Peter Schnepf
Zielkostenorientierte Montageplanung
FAPS, 144 Seiten, 75 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18397-3.

Band 48: Rainer Klotzbücher
Konzept zur rechnerintegrierten
Materialversorgung in flexiblen
Fertigungssystemen
FAPS, 156 Seiten, 62 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18412-0.

Band 49: Wolfgang Greska
Wissensbasierte Analyse und
Klassifizierung von Blechteilen
LFT, 144 Seiten, 96 Bilder. 1995.
ISBN 3-446-18462-7.

Band 50: Jörg Franke
Integrierte Entwicklung neuer
Produkt- und Produktionstechnologien
für räumliche spritzgegossene
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 196 Seiten, 86 Bilder, 4 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18448-1.

Band 51: Franz-Josef Zeller
Sensorplanung und schnelle
Sensorregelung für Industrieroboter
FAPS, 190 Seiten, 102 Bilder, 9 Tab. 1995.
ISBN 3-446-18601-8.

Band 52: Michael Solvie
Zeitbehandlung und
Multimedia-Unterstützung in
Feldkommunikationssystemen
FAPS, 200 Seiten, 87 Bilder, 35 Tab. 1996.
ISBN 3-446-18607-7.

Band 53: Robert Hopperdietzel
Reengineering in der Elektro- und
Elektronikindustrie
FAPS, 180 Seiten, 109 Bilder, 1 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-070-2.

Band 54: Thomas Rebhahn
Beitrag zur Mikromaterialbearbeitung
mit Excimerlasern - Systemkomponenten
und Verfahrensoptimierungen
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 10 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-075-3.

Band 55: Henning Hanebuth
Laserstrahlhartlöten mit
Zweistrahlschweißtechnik
LFT, 157 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-074-5.

Band 56: Uwe Schönherr
Steuerung und Sensordatenintegration
für flexible Fertigungszellen mit
kooperierenden Robotern
FAPS, 188 Seiten, 116 Bilder, 3 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-076-1.

Band 57: Stefan Holzer
Berührungslose Formgebung mit
Laserstrahlung
LFT, 162 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 1996.
ISBN 3-87525-079-6.

Band 58: Markus Schultz
Fertigungsqualität beim
3D-Laserstrahlschweißen von
Blechformteilen
LFT, 165 Seiten, 88 Bilder, 9 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-080-X.

Band 59: Thomas Krebs
Integration elektromechanischer
CA-Anwendungen über einem
STEP-Produktmodell
FAPS, 198 Seiten, 58 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-081-8.

Band 60: Jürgen Sturm
Prozeßintegrierte Qualitätssicherung
in der Elektronikproduktion
FAPS, 167 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-082-6.

Band 61: Andreas Brand
Prozesse und Systeme zur Bestückung
räumlicher elektronischer Baugruppen
(3D-MID)
FAPS, 182 Seiten, 100 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-087-7.

Band 62: Michael Kauf
Regelung der Laserstrahlleistung und
der Fokusparameter einer
CO₂-Hochleistungslaseranlage
LFT, 140 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-083-4.

Band 63: Peter Steinwasser
Modulares Informationsmanagement
in der integrierten Produkt- und
Prozeßplanung
FAPS, 190 Seiten, 87 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-084-2.

Band 64: Georg Liedl
Integriertes Automatisierungskonzept
für den flexiblen Materialfluß in der
Elektronikproduktion
FAPS, 196 Seiten, 96 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-086-9.

Band 65: Andreas Otto
Transiente Prozesse beim
Laserstrahlschweißen
LFT, 132 Seiten, 62 Bilder, 1 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-089-3.

Band 66: Wolfgang Blöchl
Erweiterte Informationsbereitstellung
an offenen CNC-Steuerungen zur
Prozeß- und Programoptimierung
FAPS, 168 Seiten, 96 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-091-5.

Band 67: Klaus-Uwe Wolf
Verbesserte Prozeßführung und
Prozeßplanung zur Leistungs- und
Qualitätssteigerung beim
Spulenwickeln
FAPS, 186 Seiten, 125 Bilder. 1997.
ISBN 3-87525-092-3.

Band 68: Frank Backes
Technologieorientierte Bahnplanung
für die 3D-Laserstrahlbearbeitung
LFT, 138 Seiten, 71 Bilder, 2 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-093-1.

Band 69: Jürgen Kraus
Laserstrahlumformen von Profilen
LFT, 137 Seiten, 72 Bilder, 8 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-094-X.

Band 70: Norbert Neubauer
Adaptive Strahlführungen für
CO₂-Laseranlagen
LFT, 120 Seiten, 50 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-095-8.

Band 71: Michael Steber
Prozeßoptimierter Betrieb flexibler
Schraubstationen in der
automatisierten Montage
FAPS, 168 Seiten, 78 Bilder, 3 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-096-6.

Band 72: Markus Pfestorf
Funktionale 3D-Oberflächenkenngrößen
in der Umformtechnik
LFT, 162 Seiten, 84 Bilder, 15 Tab. 1997.
ISBN 3-87525-097-4.

Band 73: Volker Franke
Integrierte Planung und Konstruktion
von Werkzeugen für die Biegebearbeitung
LFT, 143 Seiten, 81 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-098-2.

Band 74: Herbert Scheller
Automatisierte Demontagesysteme
und recyclinggerechte Produktgestaltung
elektronischer Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 104 Bilder, 17 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-099-0.

Band 75: Arthur Meißner
Kaltmassivumformung metallischer
Kleinstteile - Werkstoffverhalten,
Wirkflächenreibung, Prozeßauslegung
LFT, 164 Seiten, 92 Bilder, 14 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-100-8.

Band 76: Mathias Glasmacher
Prozeß- und Systemtechnik zum
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 184 Seiten, 104 Bilder, 12 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-101-6.

Band 77: Michael Schwind
Zerstörungsfreie Ermittlung mechani-
scher Eigenschaften von Feinblechen mit
dem Wirbelstromverfahren
LFT, 124 Seiten, 68 Bilder, 8 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-102-4.

Band 78: Manfred Gerhard
Qualitätssteigerung in der
Elektronikproduktion durch
Optimierung der Prozeßführung
beim Löten komplexer Baugruppen
FAPS, 179 Seiten, 113 Bilder, 7 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-103-2.

Band 79: Elke Rauh
Methodische Einbindung der Simulation
in die betrieblichen Planungs- und
Entscheidungsabläufe
FAPS, 192 Seiten, 114 Bilder, 4 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-104-0.

Band 80: Sorin Niederkorn
Meßeinrichtung zur Untersuchung
der Wirkflächenreibung bei umformtech-
nischen Prozessen
LFT, 99 Seiten, 46 Bilder, 6 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-105-9.

Band 81: Stefan Schubert
Regelung der Fokusslage beim Schweißen
mit CO₂-Hochleistungslasern unter
Einsatz von adaptiven Optiken
LFT, 140 Seiten, 64 Bilder, 3 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-106-7.

Band 82: Armando Walter Colombo
Development and Implementation of
Hierarchical Control Structures of
Flexible Production Systems Using High
Level Petri Nets
FAPS, 216 Seiten, 86 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-109-1.

Band 83: Otto Meedt
Effizienzsteigerung bei Demontage
und Recycling durch flexible
Demontagetechologien und optimierte
Produktgestaltung
FAPS, 186 Seiten, 103 Bilder. 1998.
ISBN 3-87525-108-3.

Band 84: Knuth Götz
Modelle und effiziente Modellbildung
zur Qualitätssicherung in der
Elektronikproduktion
FAPS, 212 Seiten, 129 Bilder, 24 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-112-1.

Band 85: Ralf Luchs
Einsatzmöglichkeiten leitender Klebstoffe zur zuverlässigen Kontaktierung elektronischer Bauelemente in der SMT FAPS, 176 Seiten, 126 Bilder, 30 Tab. 1998.
ISBN 3-87525-113-7.

Band 86: Frank Pöhlau
Entscheidungsgrundlagen zur Einführung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3-D MID) FAPS, 144 Seiten, 99 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-114-8.

Band 87: Roland T. A. Kals
Fundamentals on the miniaturization of sheet metal working processes LFT, 128 Seiten, 58 Bilder, 11 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-115-6.

Band 88: Gerhard Luhn
Implizites Wissen und technisches Handeln am Beispiel der Elektronikproduktion FAPS, 252 Seiten, 61 Bilder, 1 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-116-4.

Band 89: Axel Sprenger
Adaptives Streckbiegen von Aluminium-Strangpreßprofilen LFT, 114 Seiten, 63 Bilder, 4 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-117-2.

Band 90: Hans-Jörg Pucher
Untersuchungen zur Prozeßfolge Umformen, Bestücken und Laserstrahllöten von Mikrokontakten LFT, 158 Seiten, 69 Bilder, 9 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-119-9.

Band 91: Horst Arnet
Profilbiegen mit kinematischer Gestalterzeugung LFT, 128 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-120-2.

Band 92: Doris Schubart
Prozeßmodellierung und Technologieentwicklung beim Abtragen mit CO₂-Laserstrahlung LFT, 133 Seiten, 57 Bilder, 13 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-122-9.

Band 93: Adrianus L. P. Coremans
Laserstrahlsintern von Metallpulver - Prozeßmodellierung, Systemtechnik, Eigenschaften laserstrahlgesinterter Metallkörper LFT, 184 Seiten, 108 Bilder, 12 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-124-5.

Band 94: Hans-Martin Biehler
Optimierungskonzepte für Qualitätsdatenverarbeitung und Informationsbereitstellung in der Elektronikfertigung FAPS, 194 Seiten, 105 Bilder. 1999.
ISBN 3-87525-126-1.

Band 95: Wolfgang Becker
Oberflächenausbildung und tribologische Eigenschaften excimerlaserstrahlbearbeiteter Hochleistungskeramiken LFT, 175 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-127-X.

Band 96: Philipp Hein
Innenhochdruck-Umformen von Blechpaaren: Modellierung, Prozeßauslegung und Prozeßführung LFT, 129 Seiten, 57 Bilder, 7 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-128-8.

Band 97: Gunter Beitinger
Herstellungs- und Prüfverfahren für
thermoplastische Schaltungsträger
FAPS, 169 Seiten, 92 Bilder, 20 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-129-6.

Band 98: Jürgen Knoblach
Beitrag zur rechnerunterstützten
verursachungsgerechten
Angebotskalkulation von Blechteilen
mit Hilfe wissensbasierter Methoden
LFT, 155 Seiten, 53 Bilder, 26 Tab. 1999.
ISBN 3-87525-130-X.

Band 99: Frank Breitenbach
Bildverarbeitungssystem zur Erfassung
der Anschlußgeometrie elektronischer
SMT-Bauelemente
LFT, 147 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-131-8.

Band 100: Bernd Falk
Simulationsbasierte
Lebensdauer vorhersage für Werkzeuge
der Kaltmassivumformung
LFT, 134 Seiten, 44 Bilder, 15 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-136-9.

Band 101: Wolfgang Schlögl
Integriertes Simulationsdaten-Management für Maschinenentwicklung und Anlagenplanung
FAPS, 169 Seiten, 101 Bilder, 20 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-137-7.

Band 102: Christian Hinsel
Ermüdungsbruchversagen
hartstoffbeschichteter Werkzeugstähle
in der Kaltmassivumformung
LFT, 130 Seiten, 80 Bilder, 14 Tab. 2000.
ISBN 3-87525-138-5.

Band 103: Stefan Bobbert
Simulationsgestützte Prozessauslegung
für das Innenhochdruck-Umformen
von Blechpaaren
LFT, 123 Seiten, 77 Bilder. 2000.
ISBN 3-87525-145-8.

Band 104: Harald Rottbauer
Modulares Planungswerkzeug zum
Produktionsmanagement in der
Elektronikproduktion
FAPS, 166 Seiten, 106 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-139-3.
Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet
zum effizienten Service von
Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 105: Thomas Hennige
Flexible Formgebung von Blechen
durch Laserstrahlumformen
LFT, 119 Seiten, 50 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-140-7.

Band 106: Thomas Menzel
Wissensbasierte Methoden für die
rechnergestützte Charakterisierung
und Bewertung innovativer
Fertigungsprozesse
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder. 2001.
ISBN 3-87525-142-3.

Band 107: Thomas Stöckel
Kommunikationstechnische Integration
der Prozeßebene in Produktionssysteme
durch Middleware-Frameworks
FAPS, 147 Seiten, 65 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-143-1.

Band 108: Frank Pitter
Verfügbarkeitssteigerung von
Werkzeugmaschinen durch Einsatz
mechatronischer Sensorlösungen
FAPS, 158 Seiten, 131 Bilder, 8 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-144-X.

Band 109: Markus Korneli
Integration lokaler CAP-Systeme in
einen globalen Fertigungsdatenverbund
FAPS, 121 Seiten, 53 Bilder, 11 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-146-6.

Band 110: Burkhard Müller
Laserstrahljustieren mit Excimer-Lasern -
Prozeßparameter und Modelle zur
Aktorkonstruktion
LFT, 128 Seiten, 36 Bilder, 9 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-159-8.

Band 111: Jürgen Göhringer
Integrierte Telediagnose via Internet
zum effizienten Service von
Produktionssystemen
FAPS, 178 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-147-4.

Band 112: Robert Feuerstein
Qualitäts- und kosteneffiziente Integra-
tion neuer Bauelementetechnologien in
die Flachbaugruppenfertigung
FAPS, 161 Seiten, 99 Bilder, 10 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-151-2.

Band 113: Marcus Reichenberger
Eigenschaften und Einsatzmöglichkeiten
alternativer Elektroniklote in der
Oberflächenmontage (SMT)
FAPS, 165 Seiten, 97 Bilder, 18 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-152-0.

Band 114: Alexander Huber
Justieren vormontierter Systeme mit dem
Nd:YAG-Laser unter Einsatz von Aktoren
LFT, 122 Seiten, 58 Bilder, 5 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-153-9.

Band 115: Sami Krimi
Analyse und Optimierung von Montage-
systemen in der Elektronikproduktion
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 3 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-157-1.

Band 116: Marion Merklein
Laserstrahlumformen von
Aluminiumwerkstoffen - Beeinflussung
der Mikrostruktur und
der mechanischen Eigenschaften
LFT, 122 Seiten, 65 Bilder, 15 Tab. 2001.
ISBN 3-87525-156-3.

Band 117: Thomas Collisi
Ein informationslogistisches
Architekturkonzept zur Akquisition
simulationsrelevanter Daten
FAPS, 181 Seiten, 105 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-164-4.

Band 118: Markus Koch
Rationalisierung und ergonomische
Optimierung im Innenausbau durch
den Einsatz moderner
Automatisierungstechnik
FAPS, 176 Seiten, 98 Bilder, 9 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-165-2.

Band 119: Michael Schmidt
Prozeßregelung für das Laserstrahl-
Punktschweißen in der Elektronikpro-
duktion
LFT, 152 Seiten, 71 Bilder, 3 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-166-0.

Band 120: Nicolas Tiesler
Grundlegende Untersuchungen zum
Fließpressen metallischer Kleinstteile
LFT, 126 Seiten, 78 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-175-X.

Band 121: Lars Pursche
Methoden zur technologieorientierten
Programmierung für
die 3D-Lasermikrobearbeitung
LFT, 111 Seiten, 39 Bilder, 0 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-183-0.

Band 122: Jan-Oliver Brassel
Prozeßkontrolle beim
Laserstrahl-Mikroschweißen
LFT, 148 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-181-4.

Band 123: Mark Geisel
Prozeßkontrolle und -steuerung beim
Laserstrahlschweißen mit den Methoden
der nichtlinearen Dynamik
LFT, 135 Seiten, 46 Bilder, 2 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-180-6.

Band 124: Gerd Eßer
Laserstrahlunterstützte Erzeugung
metallischer Leiterstrukturen auf
Thermoplastsubstraten für die
MID-Technik
LFT, 148 Seiten, 60 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-171-7.

Band 125: Marc Fleckenstein
Qualität laserstrahl-gefügter
Mikroverbindungen elektronischer
Kontakte
LFT, 159 Seiten, 77 Bilder, 7 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-170-9.

Band 126: Stefan Kaufmann
Grundlegende Untersuchungen zum
Nd:YAG- Laserstrahlfügen von Silizium
für Komponenten der Optoelektronik
LFT, 159 Seiten, 100 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-172-5.

Band 127: Thomas Fröhlich
Simultanes Löten von Anschlußkontak-
ten elektronischer Bauelemente mit
Diodenlaserstrahlung
LFT, 143 Seiten, 75 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-186-5.

Band 128: Achim Hofmann
Erweiterung der Formgebungsgrenzen
beim Umformen von
Aluminiumwerkstoffen durch den Ein-
satz prozessangepasster Platinen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 4 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-182-2.

Band 129: Ingo Kriebitzsch
3 - D MID Technologie in der
Automobilelektronik
FAPS, 129 Seiten, 102 Bilder, 10 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-169-5.

Band 130: Thomas Pohl
Fertigungsqualität und Umformbarkeit
laserstrahlgeschweißter Formplatinen
aus Aluminiumlegierungen
LFT, 133 Seiten, 93 Bilder, 12 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-173-3.

Band 131: Matthias Wenk
Entwicklung eines konfigurierbaren
Steuerungssystems für die flexible
Sensorführung von Industrierobotern
FAPS, 167 Seiten, 85 Bilder, 1 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-174-1.

Band 132: Matthias Negendanck
Neue Sensorik und Aktorik für
Bearbeitungsköpfe zum
Laserstrahlschweißen
LFT, 116 Seiten, 60 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-184-9.

Band 133: Oliver Kreis
Integrierte Fertigung - Verfahrensin-
tegration durch Innenhochdruck-Umfor-
men, Trennen und Laserstrahlschweißen
in einem Werkzeug sowie ihre tele- und
multimediale Präsentation
LFT, 167 Seiten, 90 Bilder, 43 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-176-8.

Band 134: Stefan Trautner
Technische Umsetzung produktbezoge-
ner Instrumente der Umweltpolitik bei
Elektro- und Elektronikgeräten
FAPS, 179 Seiten, 92 Bilder, 11 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-177-6.

Band 135: Roland Meier
Strategien für einen produktorientierten
Einsatz räumlicher spritzgegossener
Schaltungsträger (3-D MID)
FAPS, 155 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-178-4.

Band 136: Jürgen Wunderlich
Kostensimulation - Simulationsbasierte
Wirtschaftlichkeitsregelung komplexer
Produktionssysteme
FAPS, 202 Seiten, 119 Bilder, 17 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-179-2.

Band 137: Stefan Novotny
Innenhochdruck-Umformen von Blechen
aus Aluminium- und Magnesiumlegie-
rungen bei erhöhter Temperatur
LFT, 132 Seiten, 82 Bilder, 6 Tab. 2002.
ISBN 3-87525-185-7.

Band 138: Andreas Licha
Flexible Montageautomatisierung zur
Komplettmontage flächenhafter Produkt-
strukturen durch kooperierende
Industrieroboter
FAPS, 158 Seiten, 87 Bilder, 8 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-189-X.

Band 139: Michael Eisenbarth
Beitrag zur Optimierung der Aufbau- und
Verbindungstechnik für mechatronische
Baugruppen
FAPS, 207 Seiten, 141 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-190-3.

Band 140: Frank Christoph
Durchgängige simulationsgestützte
Planung von Fertigungseinrichtungen der
Elektronikproduktion
FAPS, 187 Seiten, 107 Bilder, 9 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-191-1.

Band 141: Hinnerk Hagenah
Simulationsbasierte Bestimmung der
zu erwartenden Maßhaltigkeit für das
Blechbiegen
LFT, 131 Seiten, 36 Bilder, 26 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-192-X.

Band 142: Ralf Eckstein
Scherschneiden und Biegen metallischer
Kleinstteile - Materialeinfluss und
Materialverhalten
LFT, 148 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-193-8.

Band 143: Frank H. Meyer-Pittroff
Excimerlaserstrahlbiegen dünner
metallischer Folien mit homogener
Lichtlinie
LFT, 138 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2003.
ISBN 3-87525-196-2.

Band 144: Andreas Kach
Rechnergestützte Anpassung von
Laserstrahlschneidbahnen
an Bauteilabweichungen
LFT, 139 Seiten, 69 Bilder, 11 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-197-0.

Band 145: Stefan Hierl
System- und Prozesstechnik für das
simultane Löten mit Diodenlaserstrah-
lung von elektronischen Bauelementen
LFT, 124 Seiten, 66 Bilder, 4 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-198-9.

Band 146: Thomas Neudecker
Tribologische Eigenschaften keramischer
Blechumformwerkzeuge- Einfluss einer
Oberflächenendbearbeitung mittels
Excimerlaserstrahlung
LFT, 166 Seiten, 75 Bilder, 26 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-200-4.

Band 147: Ulrich Wenger
Prozessoptimierung in der Wickeltechnik
durch innovative maschinenbauliche und
regelungstechnische Ansätze
FAPS, 132 Seiten, 88 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-203-9.

Band 148: Stefan Slama
Effizienzsteigerung in der Montage durch
marktorientierte Montagestrukturen und
erweiterte Mitarbeiterkompetenz
FAPS, 188 Seiten, 125 Bilder, 0 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-204-7.

Band 149: Thomas Wurm
Laserstrahljustieren mittels Aktoren-Ent-
wicklung von Konzepten und Methoden
für die rechnerunterstützte Modellierung
und Optimierung von komplexen
Aktorsystemen in der Mikrotechnik
LFT, 122 Seiten, 51 Bilder, 9 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-206-3.

Band 150: Martino Celeghini
Wirkmedienbasierte Blechumformung:
Grundlagenuntersuchungen zum Einfluss
von Werkstoff und Bauteilgeometrie
LFT, 146 Seiten, 77 Bilder, 6 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-207-1.

Band 151: Ralph Hohenstein
Entwurf hochdynamischer Sensor- und
Regelsysteme für die adaptive
Laserbearbeitung
LFT, 282 Seiten, 63 Bilder, 16 Tab. 2004.
ISBN 3-87525-210-1.

Band 152: Angelika Hutterer
Entwicklung prozessüberwachender
Regelkreise für flexible
Formgebungsprozesse
LFT, 149 Seiten, 57 Bilder, 2 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-212-8.

Band 153: Emil Egerer
Massivumformen metallischer Kleinst-
teile bei erhöhter Prozesstemperatur
LFT, 158 Seiten, 87 Bilder, 10 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-213-6.

Band 154: Rüdiger Holzmann
Strategien zur nachhaltigen Optimierung
von Qualität und Zuverlässigkeit in
der Fertigung hochintegrierter
Flachbaugruppen
FAPS, 186 Seiten, 99 Bilder, 19 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-217-9.

Band 155: Marco Nock
Biegeumformen mit
Elastomerwerkzeugen Modellierung,
Prozessauslegung und Abgrenzung des
Verfahrens am Beispiel des Rohrbiegens
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 13 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-218-7.

Band 156: Frank Niebling
Qualifizierung einer Prozesskette zum
Laserstrahlsintern metallischer Bauteile
LFT, 148 Seiten, 89 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-219-5.

Band 157: Markus Meiler
Großserientauglichkeit trockenschmier-
stoffbeschichteter Aluminiumbleche im
Presswerk Grundlegende Untersuchun-
gen zur Tribologie, zum Umformverhal-
ten und Bauteilversuche
LFT, 104 Seiten, 57 Bilder, 21 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-221-7.

Band 158: Agus Sutanto
Solution Approaches for Planning of
Assembly Systems in Three-Dimensional
Virtual Environments
FAPS, 169 Seiten, 98 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-220-9.

Band 159: Matthias Boiger
Hochleistungssysteme für die Fertigung
elektronischer Baugruppen auf der Basis
flexibler Schaltungsträger
FAPS, 175 Seiten, 111 Bilder, 8 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-222-5.

Band 160: Matthias Pitz
Laserunterstütztes Biegen höchstfester
Mehrphasenstähle
LFT, 120 Seiten, 73 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-223-3.

Band 161: Meik Vahl
Beitrag zur gezielten Beeinflussung des
Werkstoffflusses beim Innenhochdruck-
Umformen von Blechen
LFT, 165 Seiten, 94 Bilder, 15 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-224-1.

Band 162: Peter K. Kraus
Plattformstrategien - Realisierung
einer varianz- und kostenoptimierten
Wertschöpfung
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 0 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-226-8.

Band 163: Adrienn Cser
Laserstrahlschmelzabtrag - Prozessana-
lyse und -modellierung
LFT, 146 Seiten, 79 Bilder, 3 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-227-6.

Band 164: Markus C. Hahn
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung von Leichtbauverbundstruk-
turen mit Aluminiumschaumkern
LFT, 143 Seiten, 60 Bilder, 16 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-228-4.

Band 165: Gordana Michos
Mechatronische Ansätze zur Optimie-
rung von Vorschubachsen
FAPS, 146 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-230-6.

Band 166: Markus Stark
Auslegung und Fertigung hochpräziser
Faser-Kollimator-Arrays
LFT, 158 Seiten, 115 Bilder, 11 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-231-4.

Band 167: Yurong Zhou
Kollaboratives Engineering Management
in der integrierten virtuellen Entwicklung
der Anlagen für die Elektronikproduktion
FAPS, 156 Seiten, 84 Bilder, 6 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-232-2.

Band 168: Werner Enser
Neue Formen permanenter und lösbarer elektrischer Kontaktierungen für mechatronische Baugruppen
FAPS, 190 Seiten, 112 Bilder, 5 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-233-0.

Band 169: Katrin Melzer
Integrierte Produktpolitik bei elektrischen und elektronischen Geräten zur Optimierung des Product-Life-Cycle
FAPS, 155 Seiten, 91 Bilder, 17 Tab. 2005.
ISBN 3-87525-234-9.

Band 170: Alexander Putz
Grundlegende Untersuchungen zur Erfassung der realen Vorspannung von armierten Kaltfließpresswerkzeugen mittels Ultraschall
LFT, 137 Seiten, 71 Bilder, 15 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-237-3.

Band 171: Martin Prechtl
Automatisiertes Schichtverfahren für metallische Folien - System- und Prozesstechnik
LFT, 154 Seiten, 45 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-238-1.

Band 172: Markus Meidert
Beitrag zur deterministischen Lebensdauerabschätzung von Werkzeugen der Kaltmassivumformung
LFT, 131 Seiten, 78 Bilder, 9 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-239-X.

Band 173: Bernd Müller
Robuste, automatisierte Montagesysteme durch adaptive Prozessführung und montageübergreifende Fehlerprävention am Beispiel flächiger Leichtbauteile
FAPS, 147 Seiten, 77 Bilder, 0 Tab. 2006.
ISBN 3-87525-240-3.

Band 174: Alexander Hofmann
Hybrides Laserdurchstrahlsschweißen von Kunststoffen
LFT, 136 Seiten, 72 Bilder, 4 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-243-9.

Band 175: Peter Wölflick
Innovative Substrate und Prozesse mit feinsten Strukturen für bleifreie Mechatronik-Anwendungen
FAPS, 177 Seiten, 148 Bilder, 24 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-246-0.

Band 176: Attila Komlodi
Detection and Prevention of Hot Cracks during Laser Welding of Aluminium Alloys Using Advanced Simulation Methods
LFT, 155 Seiten, 89 Bilder, 14 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-248-4.

Band 177: Uwe Popp
Grundlegende Untersuchungen zum Laserstrahlstrukturieren von Kaltmassivumformwerkzeugen
LFT, 140 Seiten, 67 Bilder, 16 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-249-1.

Band 178: Veit Rückel
Rechnergestützte Ablaufplanung und Bahngenerierung Für kooperierende Industrieroboter
FAPS, 148 Seiten, 75 Bilder, 7 Tab. 2006.
ISBN 978-3-87525-250-7.

Band 179: Manfred Dirscherl
Nicht-thermische Mikrojustiertechnik mittels ultrakurzer Laserpulse
LFT, 154 Seiten, 69 Bilder, 10 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-251-4.

Band 180: Yong Zhuo
Entwurf eines rechnergestützten integrierten Systems für Konstruktion und Fertigungsplanung räumlicher spritzgegossener Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 181 Seiten, 95 Bilder, 5 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-253-8.

Band 181: Stefan Lang
Durchgängige Mitarbeiterinformation zur Steigerung von Effizienz und Prozesssicherheit in der Produktion
FAPS, 172 Seiten, 93 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-257-6.

Band 182: Hans-Joachim Krauß
Laserstrahlinduzierte Pyrolyse präkeramischer Polymere
LFT, 171 Seiten, 100 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-258-3.

Band 183: Stefan Junker
Technologien und Systemlösungen für die flexibel automatisierte Bestückung permanent erregter Läufer mit oberflächenmontierten Dauermagneten
FAPS, 173 Seiten, 75 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-259-0.

Band 184: Rainer Kohlbauer
Wissensbasierte Methoden für die simulationsgestützte Auslegung wirkmedienbasierter Blechumformprozesse
LFT, 135 Seiten, 50 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-260-6.

Band 185: Klaus Lamprecht
Wirkmedienbasierte Umformung tiefgezogener Vorformen unter besonderer Berücksichtigung maßgeschneiderter Halbzeuge
LFT, 137 Seiten, 81 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-265-1.

Band 186: Bernd Zolleiß
Optimierte Prozesse und Systeme für die Bestückung mechatronischer Baugruppen
FAPS, 180 Seiten, 117 Bilder. 2007.
ISBN 978-3-87525-266-8.

Band 187: Michael Kerausch
Simulationsgestützte Prozessauslegung für das Umformen lokal wärmebehandelter Aluminiumplatten
LFT, 146 Seiten, 76 Bilder, 7 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-267-5.

Band 188: Matthias Weber
Unterstützung der Wandlungsfähigkeit von Produktionsanlagen durch innovative Softwaresysteme
FAPS, 183 Seiten, 122 Bilder, 3 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-269-9.

Band 189: Thomas Frick
Untersuchung der prozessbestimmenden Strahl-Stoff-Wechselwirkungen beim Laserstrahlschweißen von Kunststoffen
LFT, 104 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-268-2.

Band 190: Joachim Hecht
Werkstoffcharakterisierung und
Prozessauslegung für die wirkmedienba-
sierte Doppelblech-Umformung von
Magnesiumlegierungen
LFT, 107 Seiten, 91 Bilder, 2 Tab. 2007.
ISBN 978-3-87525-270-5.

Band 191: Ralf Völkl
Stochastische Simulation zur Werkzeug-
lebensdaueroptimierung und Präzisions-
fertigung in der Kaltmassivumformung
LFT, 178 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-272-9.

Band 192: Massimo Tolazzi
Innenhochdruck-Umformen verstärkter
Blech-Rahmenstrukturen
LFT, 164 Seiten, 85 Bilder, 7 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-273-6.

Band 193: Cornelia Hoff
Untersuchung der Prozesseinflussgrößen
beim Presshärten des höchstfesten
Vergütungsstahls 22MnB5
LFT, 133 Seiten, 92 Bilder, 5 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-275-0.

Band 194: Christian Alvarez
Simulationsgestützte Methoden zur
effizienten Gestaltung von Lötprozessen
in der Elektronikproduktion
FAPS, 149 Seiten, 86 Bilder, 8 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-277-4.

Band 195: Andreas Kunze
Automatisierte Montage von makrome-
chatronischen Modulen zur flexiblen
Integration in hybride
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 160 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-278-1.

Band 196: Wolfgang Hußnätter
Grundlegende Untersuchungen zur
experimentellen Ermittlung und zur
Modellierung von Fließortkurven bei
erhöhten Temperaturen
LFT, 152 Seiten, 73 Bilder, 21 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-279-8.

Band 197: Thomas Bigl
Entwicklung, angepasste Herstellungs-
verfahren und erweiterte Qualitätssiche-
rung von einsetzgerechten elektroni-
schen Baugruppen
FAPS, 175 Seiten, 107 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-280-4.

Band 198: Stephan Roth
Grundlegende Untersuchungen zum
Excimerlaserstrahl-Abtragen unter
Flüssigkeitsfilmen
LFT, 113 Seiten, 47 Bilder, 14 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-281-1.

Band 199: Artur Giera
Prozesstechnische Untersuchungen
zum Rührreibschweißen metallischer
Werkstoffe
LFT, 179 Seiten, 104 Bilder, 36 Tab. 2008.
ISBN 978-3-87525-282-8.

Band 200: Jürgen Lechler
Beschreibung und Modellierung
des Werkstoffverhaltens von
presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 154 Seiten, 75 Bilder, 12 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-286-6.

Band 201: Andreas Blankl
Untersuchungen zur Erhöhung der
Prozessrobustheit bei der Innenhoch-
druck-Umformung von flächigen Halb-
zeugen mit vor- bzw. nachgeschalteten
Laserstrahlfügeoperationen
LFT, 120 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-287-3.

Band 202: Andreas Schaller
Modellierung eines nachfrageorientierten
Produktionskonzeptes für mobile
Telekommunikationsgeräte
FAPS, 120 Seiten, 79 Bilder, 0 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-289-7.

Band 203: Claudius Schimpf
Optimierung von Zuverlässigkeitsunter-
suchungen, Prüfabläufen und Nachar-
beitsprozessen in der Elektronikproduk-
tion
FAPS, 162 Seiten, 90 Bilder, 14 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-290-3.

Band 204: Simon Dietrich
Sensoriken zur Schwerpunktlagebestim-
mung der optischen Prozessemissionen
beim Laserstrahliefschweißen
LFT, 138 Seiten, 70 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-292-7.

Band 205: Wolfgang Wolf
Entwicklung eines agentenbasierten
Steuerungssystems zur
Materialflussorganisation im
wandelbaren Produktionsumfeld
FAPS, 167 Seiten, 98 Bilder. 2009.
ISBN 978-3-87525-293-4.

Band 206: Steffen Polster
Laserdurchstrahlenschweißen
transparenter Polymerbauteile
LFT, 160 Seiten, 92 Bilder, 13 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-294-1.

Band 207: Stephan Manuel Dörfler
Rührreibschweißen von walzplattiertem
Halbzeug und Aluminiumblech zur
Herstellung flächiger Aluminiumschaum-
Sandwich-Verbundstrukturen
LFT, 190 Seiten, 98 Bilder, 5 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-295-8.

Band 208: Uwe Vogt
Seriennahe Auslegung von Aluminium
Tailored Heat Treated Blanks
LFT, 151 Seiten, 68 Bilder, 26 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-296-5.

Band 209: Till Laumann
Qualitative und quantitative Bewertung
der Crashtauglichkeit von höchstfesten
Stählen
LFT, 117 Seiten, 69 Bilder, 7 Tab. 2009.
ISBN 978-3-87525-299-6.

Band 210: Alexander Diehl
Größeneffekte bei Biegeprozessen-
Entwicklung einer Methodik zur
Identifikation und Quantifizierung
LFT, 180 Seiten, 92 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-302-3.

Band 211: Detlev Staud
Effiziente Prozesskettenauslegung für das
Umformen lokal wärmebehandelter und
geschweißter Aluminiumbleche
LFT, 164 Seiten, 72 Bilder, 12 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-303-0.

Band 212: Jens Ackermann
Prozesssicherung beim Laserdurchstrahl-
schweißen thermoplastischer Kunststoffe
LFT, 129 Seiten, 74 Bilder, 13 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-305-4.

Band 213: Stephan Weidel
Grundlegende Untersuchungen zum
Kontaktzustand zwischen Werkstück
und Werkzeug bei umformtechnischen
Prozessen unter tribologischen
Gesichtspunkten
LFT, 144 Seiten, 67 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-307-8.

Band 214: Stefan Geißdörfer
Entwicklung eines mesoskopischen Modells zur Abbildung von Größeneffekten in der Kaltmassivumformung mit Methoden der FE-Simulation
LFT, 133 Seiten, 83 Bilder, 11 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-308-5.

Band 215: Christian Matzner
Konzeption produktspezifischer Lösungen zur Robustheitssteigerung elektronischer Systeme gegen die Einwirkung von Betauung im Automobil
FAPS, 165 Seiten, 93 Bilder, 14 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-309-2.

Band 216: Florian Schüßler
Verbindungs- und Systemtechnik für thermisch hochbeanspruchte und miniaturisierte elektronische Baugruppen
FAPS, 184 Seiten, 93 Bilder, 18 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-310-8.

Band 217: Massimo Cojutti
Strategien zur Erweiterung der Prozessgrenzen bei der Innhochdruck-Umformung von Rohren und Blechpaaren
LFT, 125 Seiten, 56 Bilder, 9 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-312-2.

Band 218: Raoul Plettke
Mehrkriterielle Optimierung komplexer Aktorsysteme für das Laserstrahljustieren
LFT, 152 Seiten, 25 Bilder, 3 Tab. 2010.
ISBN 978-3-87525-315-3.

Band 219: Andreas Dobroschke
Flexible Automatisierungslösungen für die Fertigung wickeltechnischer Produkte
FAPS, 184 Seiten, 109 Bilder, 18 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-317-7.

Band 220: Azhar Zam
Optical Tissue Differentiation for Sensor-Controlled Tissue-Specific Laser Surgery
LPT, 99 Seiten, 45 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-318-4.

Band 221: Michael Rösch
Potenziale und Strategien zur Optimierung des Schablonendruckprozesses in der Elektronikproduktion
FAPS, 192 Seiten, 127 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-319-1.

Band 222: Thomas Rechtenwald
Quasi-isothermes Laserstrahlintern von Hochtemperatur-Thermoplasten - Eine Betrachtung werkstoff-prozessspezifischer Aspekte am Beispiel PEEK
LPT, 150 Seiten, 62 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-320-7.

Band 223: Daniel Craiovan
Prozesse und Systemlösungen für die SMT-Montage optischer Bauelemente auf Substrate mit integrierten Lichtwellenleitern
FAPS, 165 Seiten, 85 Bilder, 8 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-324-5.

Band 224: Kay Wagner
Beanspruchungsangepasste
Kaltmassivumformwerkzeuge durch
lokal optimierte Werkzeugoberflächen
LFT, 147 Seiten, 103 Bilder, 17 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-325-2.

Band 225: Martin Brandhuber
Verbesserung der Prognosegüte des Ver-
sagens von Punktschweißverbindungen
bei höchstfesten Stahlgüten
LFT, 155 Seiten, 91 Bilder, 19 Tab. 2011.
ISBN 978-3-87525-327-6.

Band 226: Peter Sebastian Feuser
Ein Ansatz zur Herstellung von
pressgehärteten Karosseriekomponenten
mit maßgeschneiderten mechanischen
Eigenschaften: Temperierte Umform-
werkzeuge. Prozessfenster, Prozesssimu-
lation und funktionale Untersuchung
LFT, 195 Seiten, 97 Bilder, 60 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-328-3.

Band 227: Murat Arbak
Material Adapted Design of Cold Forging
Tools Exemplified by Powder
Metallurgical Tool Steels and Ceramics
LFT, 109 Seiten, 56 Bilder, 8 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-330-6.

Band 228: Indra Pitz
Beschleunigte Simulation des
Laserstrahlumformens von
Aluminiumblechen
LPT, 137 Seiten, 45 Bilder, 27 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-333-7.

Band 229: Alexander Grimm
Prozessanalyse und -überwachung des
Laserstrahlhartlötens mittels optischer
Sensorik
LPT, 125 Seiten, 61 Bilder, 5 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-334-4.

Band 230: Markus Kupper
Biegen von höhenfesten Stahlblechwerk-
stoffen - Umformverhalten und Grenzen
der Biegebarkeit
LFT, 160 Seiten, 57 Bilder, 10 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-339-9.

Band 231: Thomas Kroiß
Modellbasierte Prozessauslegung für
die Kaltmassivumformung unter
Brücksichtigung der Werkzeug- und
Pressenauffederung
LFT, 169 Seiten, 50 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-341-2.

Band 232: Christian Goth
Analyse und Optimierung der Entwick-
lung und Zuverlässigkeit räumlicher
Schaltungsträger (3D-MID)
FAPS, 176 Seiten, 102 Bilder, 22 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-340-5.

Band 233: Christian Ziegler
Ganzheitliche Automatisierung
mechatronischer Systeme in der Medizin
am Beispiel Strahlentherapie
FAPS, 170 Seiten, 71 Bilder, 19 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-342-9.

Band 234: Florian Albert
Automatisiertes Laserstrahllöten
und -reparaturlöten elektronischer
Baugruppen
LPT, 127 Seiten, 78 Bilder, 11 Tab. 2012.
ISBN 978-3-87525-344-3.

Band 235: Thomas Stöhr
Analyse und Beschreibung des
mechanischen Werkstoffverhaltens
von presshärtbaren Bor-Manganstählen
LFT, 118 Seiten, 74 Bilder, 18 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-346-7.

Band 236: Christian Kägeler
Prozessdynamik beim
Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche im Überlappstoß
LPT, 145 Seiten, 80 Bilder, 3 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-347-4.

Band 237: Andreas Sulzberger
Seriennahe Auslegung der Prozesskette
zur wärmeunterstützten Umformung
von Aluminiumblechwerkstoffen
LFT, 153 Seiten, 87 Bilder, 17 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-349-8.

Band 238: Simon Opel
Herstellung prozessangepasster
Halbzeuge mit variabler Blechdicke
durch die Anwendung von Verfahren
der Blechmassivumformung
LFT, 165 Seiten, 108 Bilder, 27 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-350-4.

Band 239: Rajesh Kanawade
In-vivo Monitoring of Epithelium
Vessel and Capillary Density for the
Application of Detection of Clinical
Shock and Early Signs of Cancer Develop-
ment
LPT, 124 Seiten, 58 Bilder, 15 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-351-1.

Band 240: Stephan Busse
Entwicklung und Qualifizierung eines
Schneidclinchverfahrens
LFT, 119 Seiten, 86 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-352-8.

Band 241: Karl-Heinz Leitz
Mikro- und Nanostrukturierung mit kurz
und ultrakurz gepulster Laserstrahlung
LPT, 154 Seiten, 71 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-355-9.

Band 242: Markus Michl
Webbasierte Ansätze zur ganzheitlichen
technischen Diagnose
FAPS, 182 Seiten, 62 Bilder, 20 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-356-6.

Band 243: Vera Sturm
Einfluss von Chargenschwankungen
auf die Verarbeitungsgrenzen von
Stahlwerkstoffen
LFT, 113 Seiten, 58 Bilder, 9 Tab. 2013.
ISBN 978-3-87525-357-3.

Band 244: Christian Neudel
Mikrostrukturelle und mechanisch-technologische Eigenschaften widerstandspunktgeschweißter Aluminium-Stahl-Verbindungen für den Fahrzeugbau
LFT, 178 Seiten, 171 Bilder, 31 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-358-0.

Band 245: Anja Neumann
Konzept zur Beherrschung der Prozessschwankungen im Presswerk
LFT, 162 Seiten, 68 Bilder, 15 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-360-3.

Band 246: Ulf-Hermann Quentin
Laserbasierte Nanostrukturierung mit optisch positionierten Mikrolinsen
LPT, 137 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-361-0.

Band 247: Erik Lamprecht
Der Einfluss der Fertigungsverfahren auf die Wirbelstromverluste von Stator-Einzelzahnblechpaketen für den Einsatz in Hybrid- und Elektrofahrzeugen
FAPS, 148 Seiten, 138 Bilder, 4 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-362-7.

Band 248: Sebastian Rösler
Wirkmedienbasierte Umformung von Blechhalbzeugen unter Anwendung magnetorheologischer Flüssigkeiten als kombiniertes Wirk- und Dichtmedium
LFT, 148 Seiten, 61 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-363-4.

Band 249: Paul Hippchen
Simulative Prognose der Geometrie indirekt pressgehärteter Karosseriebauteile für die industrielle Anwendung
LFT, 163 Seiten, 89 Bilder, 12 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-364-1.

Band 250: Martin Zubeil
Versagensprognose bei der Prozesssimulation von Biegeumform- und Falzverfahren
LFT, 171 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-365-8.

Band 251: Alexander Kühl
Flexible Automatisierung der Statorenmontage mit Hilfe einer universellen ambidexteren Kinematik
FAPS, 142 Seiten, 60 Bilder, 26 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-367-2.

Band 252: Thomas Albrecht
Optimierte Fertigungstechnologien für Rotoren getriebeintegrierter PM-Synchronmotoren von Hybridfahrzeugen
FAPS, 198 Seiten, 130 Bilder, 38 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-368-9.

Band 253: Florian Risch
Planning and Production Concepts for Contactless Power Transfer Systems for Electric Vehicles
FAPS, 185 Seiten, 125 Bilder, 13 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-369-6.

Band 254: Markus Weigl
Laserstrahlschweißen von Mischverbindungen aus austenitischen und ferritischen korrosionsbeständigen Stahlwerkstoffen
LPT, 184 Seiten, 110 Bilder, 6 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-370-2.

Band 255: Johannes Noneder
Beanspruchungserfassung für die Validierung von FE-Modellen zur Auslegung von Massivumformwerkzeugen
LFT, 161 Seiten, 65 Bilder, 14 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-371-9.

Band 256: Andreas Reinhardt
Ressourceneffiziente Prozess- und Produktionstechnologie für flexible Schaltungsträger
FAPS, 123 Seiten, 69 Bilder, 19 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-373-3.

Band 257: Tobias Schmuck
Ein Beitrag zur effizienten Gestaltung globaler Produktions- und Logistiknetzwerke mittels Simulation
FAPS, 151 Seiten, 74 Bilder. 2014.
ISBN 978-3-87525-374-0.

Band 258: Bernd Eichenhüller
Untersuchungen der Effekte und Wechselwirkungen charakteristischer Einflussgrößen auf das Umformverhalten bei Mikroumformprozessen
LFT, 127 Seiten, 29 Bilder, 9 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-375-7.

Band 259: Felix Lütteke
Vielseitiges autonomes Transportsystem basierend auf Weltmodellerstellung mittels Datenfusion von Deckenkameras und Fahrzeugsensoren
FAPS, 152 Seiten, 54 Bilder, 20 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-376-4.

Band 260: Martin Grüner
Hochdruck-Blechumformung mit formlos festen Stoffen als Wirkmedium
LFT, 144 Seiten, 66 Bilder, 29 Tab. 2014.
ISBN 978-3-87525-379-5.

Band 261: Christian Brock
Analyse und Regelung des Laserstrahl-tiefschweißprozesses durch Detektion der Metaldampffackelposition
LPT, 126 Seiten, 65 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-380-1.

Band 262: Peter Vatter
Sensitivitätsanalyse des 3-Rollen-Schubbiegens auf Basis der Finite Elemente Methode
LFT, 145 Seiten, 57 Bilder, 26 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-381-8.

Band 263: Florian Klämpfl
Planung von Laserbestrahlungen durch simulationsbasierte Optimierung
LPT, 169 Seiten, 78 Bilder, 32 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-384-9.

Band 264: Matthias Domke
Transiente physikalische Mechanismen
bei der Laserablation von dünnen
Metallschichten
LPT, 133 Seiten, 43 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-385-6.

Band 265: Johannes Götz
Community-basierte Optimierung des
Anlagenengineerings
FAPS, 177 Seiten, 80 Bilder, 30 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-386-3.

Band 266: Hung Nguyen
Qualifizierung des Potentials von
Verfestigungseffekten zur Erweiterung
des Umformvermögens aushärtbarer
Aluminiumlegierungen
LFT, 137 Seiten, 57 Bilder, 16 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-387-0.

Band 267: Andreas Kuppert
Erweiterung und Verbesserung von Ver-
suchs- und Auswertetechniken für die
Bestimmung von Grenzformänderungs-
kurven
LFT, 138 Seiten, 82 Bilder, 2 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-388-7.

Band 268: Kathleen Klaus
Erstellung eines Werkstofforientierten
Fertigungsprozessfensters zur Steigerung
des Formgebungsvermögens von Alumi-
niumlegierungen unter Anwendung einer
zwischeneschalteten Wärmebehandlung
LFT, 154 Seiten, 70 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-391-7.

Band 269: Thomas Svec
Untersuchungen zur Herstellung von
funktionsoptimierten Bauteilen im
partiellen Presshärtprozess mittels lokal
unterschiedlich temperierter Werkzeuge
LFT, 166 Seiten, 87 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-392-4.

Band 270: Tobias Schrader
Grundlegende Untersuchungen zur
Verschleißcharakterisierung beschichte-
ter Kaltmassivumformwerkzeuge
LFT, 164 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-393-1.

Band 271: Matthäus Brela
Untersuchung von Magnetfeld-Messme-
thoden zur ganzheitlichen Wertschöp-
fungsoptimierung und Fehlerdetektion
an magnetischen Aktoren
FAPS, 170 Seiten, 97 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-394-8.

Band 272: Michael Wieland
Entwicklung einer Methode zur Prognose
adhäsiven Verschleißes an Werkzeugen
für das direkte Presshärten
LFT, 156 Seiten, 84 Bilder, 9 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-395-5.

Band 273: René Schramm
Strukturierte additive Metallisierung
durch kaltaktives
Atmosphärendruckplasma
FAPS, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-396-2.

Band 274: Michael Lechner
Herstellung beanspruchungsangepasster
Aluminiumblechhalbzeuge durch
eine maßgeschneiderte Variation der
Abkühlgeschwindigkeit nach
Lösungsglühen
LFT, 136 Seiten, 62 Bilder, 15 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-397-9.

Band 275: Kolja Andreas
Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit
auf das Werkzeugeinsatzverhalten beim
Kaltfließpressen
LFT, 169 Seiten, 76 Bilder, 4 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-398-6.

Band 276: Marcus Baum
Laser Consolidation of ITO Nanoparticles
for the Generation of Thin Conductive
Layers on Transparent Substrates
LPT, 158 Seiten, 75 Bilder, 3 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-399-3.

Band 277: Thomas Schneider
Umformtechnische Herstellung
dünnwandiger Funktionsbauteile
aus Feinblech durch Verfahren der
Blechmassivumformung
LFT, 188 Seiten, 95 Bilder, 7 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-401-3.

Band 278: Jochen Merhof
Sematische Modellierung automatisierter
Produktionssysteme zur Verbesserung
der IT-Integration zwischen Anlagen-
Engineering und Steuerungsebene
FAPS, 157 Seiten, 88 Bilder, 8 Tab. 2015.
ISBN 978-3-87525-402-0.

Band 279: Fabian Zöller
Erarbeitung von Grundlagen zur
Abbildung des tribologischen Systems
in der Umformsimulation
LFT, 126 Seiten, 51 Bilder, 3 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-403-7.

Band 280: Christian Hezler
Einsatz technologischer Versuche zur
Erweiterung der Versagensvorhersage
bei Karosseriebauteilen aus höchstfesten
Stählen
LFT, 147 Seiten, 63 Bilder, 44 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-404-4.

Band 281: Jochen Bönig
Integration des Systemverhaltens von
Automobil-Hochvoltleitungen in die
virtuelle Absicherung durch
strukturmechanische Simulation
FAPS, 177 Seiten, 107 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-405-1.

Band 282: Johannes Kohl
Automatisierte Datenerfassung für disk-
ret ereignisorientierte Simulationen in
der energieflexiblen Fabrik
FAPS, 160 Seiten, 80 Bilder, 27 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-406-8.

Band 283: Peter Bechtold
Mikroschockwellenumformung mittels
ultrakurzer Laserpulse
LPT, 155 Seiten, 59 Bilder, 10 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-407-5.

Band 284: Stefan Berger
Laserstrahlschweißen thermoplastischer
Kohlenstofffaserverbundwerkstoffe mit
spezifischem Zusatzdraht
LPT, 118 Seiten, 68 Bilder, 9 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-408-2.

Band 285: Martin Bornschlegl
Methods-Energy Measurement - Eine
Methode zur Energieplanung für
Fügeverfahren im Karosseriebau
FAPS, 136 Seiten, 72 Bilder, 46 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-409-9.

Band 286: Tobias Rackow
Erweiterung des Unternehmenscontrol-
lings um die Dimension Energie
FAPS, 164 Seiten, 82 Bilder, 29 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-410-5.

Band 287: Johannes Koch
Grundlegende Untersuchungen zur
Herstellung zyklisch-symmetrischer
Bauteile mit Nebenformelementen durch
Blechmassivumformung
LFT, 125 Seiten, 49 Bilder, 17 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-411-2.

Band 288: Hans Ulrich Vierzigmann
Beitrag zur Untersuchung der
tribologischen Bedingungen in der
Blechmassivumformung - Bereitstellung
von tribologischen Modellversuchen und
Realisierung von Tailored Surfaces
LFT, 174 Seiten, 102 Bilder, 34 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-412-9.

Band 289: Thomas Senner
Methodik zur virtuellen Absicherung
der formgebenden Operation des
Nasspressprozesses von
Gelege-Mehrschichtverbunden
LFT, 156 Seiten, 96 Bilder, 21 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-414-3.

Band 290: Sven Kreitlein
Der grundoperationsspezifische
Mindestenergiebedarf als Referenzwert
zur Bewertung der Energieeffizienz in
der Produktion
FAPS, 185 Seiten, 64 Bilder, 30 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-415-0.

Band 291: Christian Roos
Remote-Laserstrahlschweißen verzinkter
Stahlbleche in Kehlnahtgeometrie
LPT, 123 Seiten, 52 Bilder, 0 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-416-7.

Band 292: Alexander Kahrmanidis
Thermisch unterstützte Umformung von
Aluminiumblechen
LFT, 165 Seiten, 103 Bilder, 18 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-417-4.

Band 293: Jan Tremel
Flexible Systems for Permanent
Magnet Assembly and Magnetic Rotor
Measurement / Flexible Systeme zur
Montage von Permanentmagneten und
zur Messung magnetischer Rotoren
FAPS, 152 Seiten, 91 Bilder, 12 Tab. 2016.
ISBN 978-3-87525-419-8.

Band 294: Ioannis Tsoupis
Schädigungs- und Versagensverhalten
hochfester Leichtbauwerkstoffe unter
Biegebeanspruchung
LFT, 176 Seiten, 51 Bilder, 6 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-420-4.

Band 295: Sven Hildering
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozessverhalten von Silizium als
Werkzeugwerkstoff für das
Mikroscherschneiden metallischer Folien
LFT, 177 Seiten, 74 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-422-8.

Band 296: Sasia Mareike Hertweck
Zeitliche Pulsformung in der
Lasermikromaterialbearbeitung –
Grundlegende Untersuchungen und
Anwendungen
LPT, 146 Seiten, 67 Bilder, 5 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-423-5.

Band 297: Paryanto
Mechatronic Simulation Approach for
the Process Planning of Energy-Efficient
Handling Systems
FAPS, 162 Seiten, 86 Bilder, 13 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-424-2.

Band 298: Peer Stenzel
Großserientaugliche Nadelwickeltechnik
für verteilte Wicklungen im
Anwendungsfall der E-Traktionsantriebe
FAPS, 239 Seiten, 147 Bilder, 20 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-425-9.

Band 299: Mario Lušić
Ein Vorgehensmodell zur Erstellung
montageführender Werkerinformations-
systeme simultan zum
Produktentstehungsprozess
FAPS, 174 Seiten, 79 Bilder, 22 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-426-6.

Band 300: Arnd Buschhaus
Hochpräzise adaptive Steuerung und
Regelung robotergeführter Prozesse
FAPS, 202 Seiten, 96 Bilder, 4 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-427-3.

Band 301: Tobias Laumer
Erzeugung von thermoplastischen
Werkstoffverbunden mittels simultanem,
intensitätsselektivem
Laserstrahlschmelzen
LPT, 140 Seiten, 82 Bilder, 0 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-428-0.

Band 302: Nora Unger
Untersuchung einer thermisch unter-
stützten Fertigungskette zur Herstellung
umgeformter Bauteile aus der höherfes-
ten Aluminiumlegierung EN AW-7020
LFT, 142 Seiten, 53 Bilder, 8 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-429-7.

Band 303: Tommaso Stellin
Design of Manufacturing Processes for
the Cold Bulk Forming of Small Metal
Components from Metal Strip
LFT, 146 Seiten, 67 Bilder, 7 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-430-3.

Band 304: Bassim Bachy
Experimental Investigation, Modeling,
Simulation and Optimization of Molded
Interconnect Devices (MID) Based on
Laser Direct Structuring (LDS) / Experi-
mentelle Untersuchung, Modellierung,
Simulation und Optimierung von Molded
Interconnect Devices (MID) basierend
auf Laser Direktstrukturierung (LDS)
FAPS, 168 Seiten, 120 Bilder, 26 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-431-0.

Band 305: Michael Spahr
Automatisierte Kontaktierungsverfahren
für flachleiterbasierte
Pkw-Bordnetzsysteme
FAPS, 197 Seiten, 98 Bilder, 17 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-432-7.

Band 306: Sebastian Suttner
Charakterisierung und Modellierung
des spannungszustandsabhängigen
Werkstoffverhaltens der Magnesium-
legierung AZ31B für die numerische
Prozessauslegung
LFT, 150 Seiten, 84 Bilder, 19 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-433-4.

Band 307: Bhargav Potdar
A reliable methodology to deduce
thermo-mechanical flow behaviour of
hot stamping steels
LFT, 203 Seiten, 98 Bilder, 27 Tab. 2017.
ISBN 978-3-87525-436-5.

Band 308: Maria Löffler
Steuerung von Blechmassivumformpro-
zessen durch maßgeschneiderte
tribologische Systeme
LFT, viii u. 166 Seiten, 90 Bilder, 5 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-133-1.

Band 309: Martin Müller
Untersuchung des kombinierten Trenn-
und Umformprozesses beim Fügen art-
ungleicher Werkstoffe mittels
Schneidclinchverfahren
LFT, xi u. 149 Seiten, 89 Bilder, 6 Tab.
2018. ISBN: 978-3-96147-135-5.

Band 310: Christopher Kästle
Qualifizierung der Kupfer-Drahtbond-
technologie für integrierte Leistungs-
module in harschen Umgebungs-
bedingungen
FAPS, xii u. 167 Seiten, 70 Bilder, 18 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-145-4.

Band 311: Daniel Vipavc
Eine Simulationsmethode für das
3-Rollen-Schubbiegen
LFT, xiii u. 121 Seiten, 56 Bilder, 17 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-147-8.

Band 312: Christina Ramer
Arbeitsraumüberwachung und autonome
Bahnplanung für ein sicheres und
flexibles Roboter-Assistenzsystem
in der Fertigung
FAPS, xiv u. 188 Seiten, 57 Bilder, 9 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-153-9.

Band 313: Miriam Rauer
Der Einfluss von Poren auf die
Zuverlässigkeit der Lötverbindungen
von Hochleistungs-Leuchtdioden
FAPS, xii u. 209 Seiten, 108 Bilder, 21 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-157-7.

Band 314: Felix Tenner

Kamerabasierte Untersuchungen der Schmelze und Gasströmungen beim Laserstrahlschweißen verzinkter Stahlbleche

LPT, xxiii u. 184 Seiten, 94 Bilder, 7 Tab.
2018. ISBN 978-3-96147-160-7.

Band 315: Aarief Syed-Khaja

Diffusion Soldering for High-temperature Packaging of Power Electronics

FAPS, x u. 202 Seiten, 144 Bilder, 32 Tab.
2018. ISBN 978-3-87525-162-1.

Band 316: Adam Schaub

Grundlagenwissenschaftliche Untersuchung der kombinierten Prozesskette aus Umformen und Additive Fertigung

LFT, xi u. 192 Seiten, 72 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-166-9.

Band 317: Daniel Gröbel

Herstellung von Nebenformelementen unterschiedlicher Geometrie an Blechen mittels Fließpressverfahren der Blechmassivumformung

LFT, x u. 165 Seiten, 96 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-168-3.

Band 318: Philipp Hildenbrand

Entwicklung einer Methodik zur Herstellung von Tailored Blanks mit definierten Halbzeugeigenschaften durch einen Taumelprozess

LFT, ix u. 153 Seiten, 77 Bilder, 4 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-174-4.

Band 319: Tobias Konrad

Simulative Auslegung der Spann- und Fixierkonzepte im Karosserierohbau: Bewertung der Baugruppenmaßhaltigkeit unter Berücksichtigung schwankender Einflussgrößen

LFT, x u. 203 Seiten, 134 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-176-8.

Band 320: David Meinel

Architektur applikationsspezifischer Multi-Physics-Simulationskonfiguratoren am Beispiel modularer Triebzüge

FAPS, xii u. 166 Seiten, 82 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-184-3.

Band 321: Andrea Zimmermann

Grundlegende Untersuchungen zum Einfluss fertigungsbedingter Eigenschaften auf die Ermüdungsfestigkeit kaltmassivumgeformter Bauteile

LFT, ix u. 160 Seiten, 66 Bilder, 5 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-190-4.

Band 322: Christoph Amann

Simulative Prognose der Geometrie nassgepresster Karosseriebauteile aus Gelege-Mehrschichtverbunden

LFT, xvi u. 169 Seiten, 80 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-194-2.

Band 323: Jennifer Tenner

Realisierung schmierstofffreier Tiefziehprozesse durch maßgeschneiderte Werkzeugoberflächen

LFT, x u. 187 Seiten, 68 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-196-6.

Band 324: Susan Zöller

Mapping Individual Subjective Values to Product Design

KTmfk, xi u. 223 Seiten, 81 Bilder, 25 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-202-4.

Band 325: Stefan Lutz
Erarbeitung einer Methodik zur semiempirischen Ermittlung der Umwandlungskinetik durchhärtender Wälzlagerstähle für die Wärmebehandlungssimulation
LFT, xiv u. 189 Seiten, 75 Bilder, 32 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-209-3.

Band 326: Tobias Gnihl
Modellbasierte Prozesskettenabbildung rührreibgeschweißter Aluminiumhalbzeuge zur umformtechnischen Herstellung höchstfester Leichtbauteile
LFT, xii u. 167 Seiten, 68 Bilder, 17 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-217-8.

Band 327: Johannes Bürner
Technisch-wirtschaftliche Optionen zur Lastflexibilisierung durch intelligente elektrische Wärmespeicher
FAPS, xiv u. 233 Seiten, 89 Bilder, 27 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-219-2.

Band 328: Wolfgang Böhm
Verbesserung des Umformverhaltens von mehrlagigen Aluminiumblechwerkstoffen mit ultrafeinkörnigem Gefüge
LFT, ix u. 160 Seiten, 88 Bilder, 14 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-227-7.

Band 329: Stefan Landkammer
Grundsatzuntersuchungen, mathematische Modellierung und Ableitung einer Auslegungsmethodik für Gelenkantriebe nach dem Spinnenbeinprinzip
LFT, xii u. 200 Seiten, 83 Bilder, 13 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-229-1.

Band 330: Stephan Rapp
Pump-Probe-Ellipsometrie zur Messung transienter optischer Materialeigenschaften bei der Ultrakurzpuls-Lasermaterialbearbeitung
LPT, xi u. 143 Seiten, 49 Bilder, 2 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-235-2.

Band 331: Michael Scholz
Intralogistics Execution System mit integrierten autonomen, servicebasierten Transportentitäten
FAPS, xi u. 195 Seiten, 55 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-237-6.

Band 332: Eva Bogner
Strategien der Produktindividualisierung in der produzierenden Industrie im Kontext der Digitalisierung
FAPS, ix u. 201 Seiten, 55 Bilder, 28 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-246-8.

Band 333: Daniel Benjamin Krüger
Ein Ansatz zur CAD-integrierten muskuloskelettalen Analyse der Mensch-Maschine-Interaktion
KTmfk, x u. 217 Seiten, 102 Bilder, 7 Tab.
2019. ISBN 978-3-96147-250-5.

Band 334: Thomas Kuhn
Qualität und Zuverlässigkeit laserdirektstrukturierter mechatronisch integrierter Baugruppen (LDS-MID)
FAPS, ix u. 152 Seiten, 69 Bilder, 12 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-252-9.

Band 335: Hans Fleischmann
Modellbasierte Zustands- und Prozess-
überwachung auf Basis sozio-cyber-phy-
sischer Systeme
FAPS, xi u. 214 Seiten, 111 Bilder, 18 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-256-7.

Band 336: Markus Michalski
Grundlegende Untersuchungen zum
Prozess- und Werkstoffverhalten bei
schwingungsüberlagerter Umformung
LFT, xii u. 197 Seiten, 93 Bilder, 11 Tab.
2019. ISBN: 978-3-96147-270-3.

Band 337: Markus Brandmeier
Ganzheitliches ontologiebasiertes
Wissensmanagement im Umfeld der
industriellen Produktion
FAPS, xi u. 255 Seiten, 77 Bilder, 33 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-275-8.

Band 338: Stephan Purr
Datenerfassung für die Anwendung
lernender Algorithmen bei der Herstel-
lung von Blechformteilen
LFT, ix u. 165 Seiten, 48 Bilder, 4 Tab.
2020. ISBN: 978-3-96147-281-9.

Band 339: Christoph Kiener
Kaltfließpressen von gerad- und schräg-
verzahnten Zahnrädern
LFT, viii u. 151 Seiten, 81 Bilder, 3 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-287-1.

Band 340: Simon Spreng
Numerische, analytische und empirische
Modellierung des Heißcrimpprozesses
FAPS, xix u. 204 Seiten, 91 Bilder, 27 Tab.
2020. ISBN 978-3-96147-293-2.

Abstract

In order to fulfill the challenging plan of the German government of developing the country to a global key supplier of the electric mobility sector, high capacity production technologies have to be established. For this purpose, the present research work focuses on the holistic development of the joining process, which is one core step within the manufacturing chain of electric drives production. Therefore, all potentially used technologies for joining of insulated copper wires will be assessed. It is shown, that by now no holistic method for process modelling is introduced, which is capable of considering all potentially relevant goal criteria of the joining process.

To close this research gap, three different process modelling approaches are investigated using the example of the thermo-crimping process. Here, first the complexity of an analytical calculation is shown, which represents the three-dimensional and unsteady heat-generation and -distribution processes of this joining technology. Secondly, another process modelling approach, consisting of a numerical FEM-analysis, is investigated. The derived simulation model is capable of illustrating the mechanical deformation processes as well as heat dissipation and -distribution procedures. Afterwards, a third process modelling method shows high applicability. Corresponding investigations illustrate, that a statistically developed regression-analysis is an excellent method to mathematically describe the joining technologies in the field of electric drives manufacturing including all important process and quality target values.

Um die ehrgeizigen Pläne der Bundesregierung mit dem Ziel der Entwicklung Deutschlands zum Leitanbieter der Elektromobilität umsetzen zu können, bedarf es an massentauglichen Produktionsprozessen. Aus diesem Grund fokussiert sich die vorliegende Forschungsarbeit auf die ganzheitliche Weiterentwicklung eines Kernprozessschritts im Bereich der Produktion elektrischer Antriebe: den Kontaktierungsprozess. Hierzu werden alle potentiell einsetzbaren Technologien, die der Kontaktierung von Kupferlackdrähten dienen, aufgezeigt sowie aus technologischer Sicht bewertet. Es wird herausgearbeitet, dass bisher keine Prozessmodellierungsmethodik existiert, die der Multidimensionalität der zu berücksichtigenden Prozess- und Produktgrößen genügt.

Um diese Forschungslücke zu schließen werden drei unterschiedliche Ansätze der Prozessmodellierung am Verfahren des Heißcrimpens analysiert. Hierbei wird die Komplexität eines rein analytischen Ansatzes aufgezeigt, der die hochgradig instationären Wärmeentstehungs- und Transportvorgänge dieser Kontaktierungstechnologie abbildet. In der Folge wird ein numerisches Simulationsmodell beschrieben, das in der Lage ist, die mechanischen Deformationsprozesse sowie die auftretenden Wärmeentstehungs- und Transportvorgänge anschaulich darzustellen. Schlussendlich wird aufgezeigt, dass der hybride Regressionsansatz, basiert er auf einem geeigneten Datenfundament, hervorragend geeignet ist, die Kontaktierungsverfahren des Elektromaschinenbaus sowie deren Zielgrößen ganzheitlich zu modellieren.

ISBN 978-3-96147-293-2

