



OTTO VON GUERICKE  
UNIVERSITÄT  
MAGDEBURG

MB

FAKULTÄT FÜR  
MASCHINENBAU

# Numerisch gestützte Entwicklung eines einseitigen Widerstandslötprozesses an Blech-Rohrverbindungen

**Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

**Doktoringenieur**

**(Dr.-Ing.)**

vorgelegt von M.Sc. Marcel Najuch

geboren am 07.11.1991 in Hof

genehmigt durch die Fakultät für Maschinenbau der Otto-von-Guericke Uni-  
versität Magdeburg

Gutachter:

Prof. Dr.-Ing. Sven Jüttner

Prof. Dr.-Ing. Michael Rethmeier

Dr.-Ing. David Schmicker

Promotionskolloquium am 22.02.2022 in Magdeburg



## Abstract

In addition to material lightweight design, form lightweight design is an important strategy for weight-optimized component development. If we consider for example the light weighting efforts in car body construction, hollow sections made of high-strength steel are also used in addition to the use of aluminum parts in order to optimize component design in terms of strength, weight and installation space. To join these hollow sections to sheet-metal parts single-sided resistance welding was developed. However, if the state of the art is considered, the deficits of the process become clear. The thermal and mechanical stress on the component as a result of the joining process leads, among other things, to unwanted component deformations and splashes. Due to the lack of a counter electrode, the component stiffness and thus the wall thickness further limits the process. Premature component failure under cyclic loading can also be deduced as a disadvantage. In order to counteract the known deficits, an alternative process based on resistance brazing was developed in the underlying work. In addition to the experimental and numerical analysis of the joining and heating process and the determination of quality and design criteria, the process advantage in the thin-walled area will be presented as well. A practical example completes the investigations.

## Kurzfassung

Neben dem Stoffleichtbau ist der Formleichtbau ein wichtiger Ansatz zur gewichts-optimierten Bauteilentwicklung. Betrachtet man beispielsweise die Leichtbaubestrebungen im Karosseriebau, so werden neben dem Einsatz von Aluminiumteilen ebenso Hohlprofile aus hochfestem Stahl genutzt, um eine kraft-, gewicht- und bauraumoptimierte Bauteilgestaltung zu ermöglichen. Um die Profile mit blechartigen Teilen zu verbinden, wurde das einseitige Widerstandsschweißen entwickelt. Betrachtet man jedoch den Stand der Technik, so werden die Defizite des Verfahrens deutlich. Durch die thermische und mechanische Bauteilbelastung in Folge des Fügeprozesses kommt es u.a. zu ungewollten Bauteil deformationen und Spritzern. Ein vorzeitiges Bauteilversagen unter zyklischer Belastung kann ebenso als Nachteil abgeleitet werden. Aufgrund der fehlenden Gegenelektrode begrenzt weiter die Bauteilsteifigkeit und somit die Wandstärke den Prozess. Um den bekannten Defiziten entgegenzuwirken, wurde in der zugrundeliegenden Arbeit ein alternativer Verfahrensansatz auf Basis des Widerstandslötens entwickelt. Neben der experimentellen und numerischen Analyse des Verbindungs- und Erwärmungsprozesses sowie der Ableitung von Qualitäts- und Auslegungskriterien wird ebenso der Prozessvorteil im dünnwandigen Bereich dargestellt. Ein praktisches Anwendungsbeispiel rundet die Untersuchungen ab.

## Ehrenerklärung

„Ich versichere hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die Hilfe eines kommerziellen Promotionsberaters habe ich nicht in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen. Verwendete fremde und eigene Quellen sind als solche kenntlich gemacht.

Ich habe insbesondere nicht wissentlich:

- Ergebnisse erfunden oder widersprüchliche Ergebnisse verschwiegen,
- statistische Verfahren absichtlich missbraucht, um Daten in ungerechtfertigter Weise zu interpretieren,
- fremde Ergebnisse oder Veröffentlichungen plagiiert,
- fremde Forschungsergebnisse verzerrt wiedergegeben

Mir ist bekannt, dass Verstöße gegen das Urheberrecht Unterlassungs- und Schadensersatzansprüche des Urhebers sowie eine strafrechtliche Ahndung durch die Strafverfolgungsbehörden begründen kann. Ich erkläre mich damit einverstanden, dass die Dissertation ggf. mit Mitteln der elektronischen Datenverarbeitung auf Plagiate überprüft werden kann. Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.“

Magdeburg, 20.08.2021

.....

Marcel Najuch

# Inhaltsverzeichnis

Abbildungsverzeichnis .....	VI	
Tabellenverzeichnis.....	XI	
Abkürzungs- und Symbolverzeichnis .....	XII	
<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
<b>2</b>	<b>Stand der Technik .....</b>	<b>3</b>
2.1	Konventionelles Widerstandsschweißen .....	3
2.2	Einseitiges Widerstandsschweißen .....	7
2.3	Abgrenzung des Widerstandslötens zum -schweißen .....	16
2.4	Simulation thermischer Fügeverfahren .....	24
2.5	Bewertung der Literatur und Ableitung des Forschungsbedarfs .....	28
<b>3</b>	<b>Fügestrategie und Versuchsrandbedingungen.....</b>	<b>32</b>
3.1	Herleitung einer Fügestrategie .....	32
3.2	Abgeleitete Versuchskörper .....	36
3.3	Schweißtechnik .....	40
3.4	Prüfmethodik .....	42
3.5	Simulationsmodell .....	43
<b>4</b>	<b>Entwicklung eines numerischen Modells zum einseitigen Widerstandslöten .....</b>	<b>45</b>
4.1	Modellerstellung .....	45
4.2	Modellvalidierung .....	46

<b>5</b>	<b>Prozessverlauf und Verbindungsbildung beim einseitigen Widerstandslöten .....</b>	<b>51</b>
5.1	Vergleich des Erwärmungsmechanismus mit dem Widerstandsschweißen ....	51
5.2	Verbindungsbildung und Verbindungscharakterisierung .....	60
5.3	Analyse des Elektrodeneinsinkwegs während der Verbindungsbildung .....	73
5.4	Abgeleitete Qualitätskriterien als Ergebnis der Prozessanalyse .....	80
<b>6</b>	<b>Vergleich des Schweiß- und Lötprozesses an dünnwandigen Rohren</b>	<b>84</b>
6.1	Ermittlung der geometrie- und werkstoffabhängigen Übergangskraft .....	84
6.2	Erstellung von verfahrensabhängigen Bereichsdiagrammen .....	90
6.3	Abstraktion der Verfahrensgrenze mithilfe der Rohrsteifigkeit .....	95
<b>7</b>	<b>Variation von Einflussgrößen zur Ermittlung von Prozessauslegungskriterien .....</b>	<b>99</b>
7.1	Einfluss der Anpresskraft auf den einseitigen Widerstandslötprozess .....	99
7.2	Numerisch unterstützte Sensitivitätsanalyse .....	108
<b>8</b>	<b>Praktisches Anwendungsbeispiel .....</b>	<b>123</b>
<b>9</b>	<b>Zusammenfassung der Ergebnisse .....</b>	<b>125</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>130</b>

# Abbildungsverzeichnis

<i>Abbildung 1-1: Beispielhafte Blech-Hohlprofilverbindungen im Automobilsektor .....</i>	<i>2</i>
<i>Abbildung 2-1: Schematische Darstellung des konventionellen Widerstandsschweißens.....</i>	<i>3</i>
<i>Abbildung 2-2: Schematischer Ablauf des Punktschweißprozesses .....</i>	<i>5</i>
<i>Abbildung 2-3: Schematische Darstellung einer Schweißlinsengeometrie .....</i>	<i>6</i>
<i>Abbildung 2-4: Darstellung verschiedener Brucharten beim Punktschweißen.....</i>	<i>6</i>
<i>Abbildung 2-5: Einseitiges Punktschweißen mit Gegenlage.....</i>	<i>7</i>
<i>Abbildung 2-6: Schematische Darstellung des einseitigen Widerstandsschweißens ohne Gegenlage von Blech-Hohlprofilverbindungen .....</i>	<i>10</i>
<i>Abbildung 2-7: Darstellung typischer Ringschweißungen beim SSSW.....</i>	<i>13</i>
<i>Abbildung 2-8: Radiales Beulverhalten von Blech-Hohlprofilverbindungen .....</i>	<i>14</i>
<i>Abbildung 2-9: Modell zur Beschreibung der Schweißlinsenbildung beim SSSW.....</i>	<i>15</i>
<i>Abbildung 2-10: Einteilung der Lötverfahren gemäß DIN 8593-7 .....</i>	<i>17</i>
<i>Abbildung 2-11: Applikationsmethoden auf Basis des physikalisch-chemischen Grundprinzips .....</i>	<i>17</i>
<i>Abbildung 2-12: Prozessablauf des punktförmigen Widerstandslötens .....</i>	<i>19</i>
<i>Abbildung 2-13: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus; Verbindungszone zwischen Lot und Grundwerkstoff.....</i>	<i>21</i>
<i>Abbildung 2-14: Darstellung der gekoppelten Einzelsimulationen .....</i>	<i>25</i>
<i>Abbildung 2-15: Numerisches 3D-Modell zum einseitigen Widerstandsschweißen .....</i>	<i>27</i>
<i>Abbildung 3-1: Unterscheidung zwischen linienförmigem und flächenförmigem Kontakt und Definition einer geeigneten Fügeteilgeometrie .....</i>	<i>32</i>
<i>Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des theoretischen Stromflusses und der initialen Erwärmung bei der indirekten und direkten Lotkontaktierung ....</i>	<i>34</i>
<i>Abbildung 3-3: Experimenteller Vergleich mittels Stufenabbruchversuchen zwischen eingebrachtem Lot mit indirektem Kontakt und aufgetragenem Lot mit direktem Kontakt zu definierten Prozesszeiten .....</i>	<i>35</i>
<i>Abbildung 3-4: Steifigkeitseinfluss verschiedener Rohrlängen .....</i>	<i>37</i>
<i>Abbildung 3-5: Genutztes Versuchsrohr inkl. Variationsmatrix.....</i>	<i>37</i>
<i>Abbildung 3-6: Prozessverlauf zum mechanischen Loteintrag .....</i>	<i>38</i>

<i>Abbildung 3-7: Genutztes Versuchsblech inkl. Variationsmatrix .....</i>	<i>39</i>
<i>Abbildung 3-8: Schweißzange in C-Bauweise.....</i>	<i>40</i>
<i>Abbildung 3-9: Messanordnung zur Ermittlung des Elektrodeneinsinkwegs .....</i>	<i>41</i>
<i>Abbildung 3-10: Messung der lokalen Rohrdeformation .....</i>	<i>42</i>
<i>Abbildung 3-11: Schematische Darstellung der Scherkraftermittlung.....</i>	<i>43</i>
<i>Abbildung 3-12: Kopplung der numerischen Modelle .....</i>	<i>44</i>
<i>Abbildung 4-1: Achssymmetrisches Simulationsmodell zum einseitigen Widerstandslöten von Blech-Rohrverbindungen .....</i>	<i>45</i>
<i>Abbildung 4-2: Vorgehen zur schrittweisen Validierung des Simulationsmodells.....</i>	<i>46</i>
<i>Abbildung 4-3: Schematischer Versuchsaufbau zur Ermittlung der Kontaktsituation .....</i>	<i>47</i>
<i>Abbildung 4-4: Ergebnisse der Kontaktanalyse .....</i>	<i>48</i>
<i>Abbildung 4-5: Ergebnisübersicht der numerischen und experimentellen Kontaktversuche.....</i>	<i>48</i>
<i>Abbildung 4-6: Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen nach definierten Stromzeiten.....</i>	<i>49</i>
<i>Abbildung 4-7: Vergleich zwischen dem simulierten Temperaturfeld und der experimentell ermittelten Gefügestruktur .....</i>	<i>50</i>
<i>Abbildung 4-8: Vergleich zwischen dem simulierten Temperaturfeld und der resultierenden WEZ; Vergleich zwischen gemessener und simulierter Härte im Rohr.....</i>	<i>50</i>
<i>Abbildung 5-1: Darstellung des Simulationsmodells zum einseitigen Widerstandsschweißen; Vergleich zwischen numerisch und experimentell ermittelter Linsengröße.....</i>	<i>51</i>
<i>Abbildung 5-2: Vergleich zwischen der Kontaktsituation und des Stromflusses beim einseitigen Widerstandslöten sowie beim einseitigen Widerstandsschweißen .....</i>	<i>53</i>
<i>Abbildung 5-3: Deutlich sichtbare Nebenschlüsse auf der Rohroberfläche beim einseitigen Widerstandslöten nach der Stromphase.....</i>	<i>53</i>
<i>Abbildung 5-4: Zusammenhang zwischen Nebenschlussituation und Kontaktsituation beim einseitigen Widerstandslöten .....</i>	<i>54</i>
<i>Abbildung 5-5: Simulierter Temperaturverlauf und Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandsschweißen .....</i>	<i>55</i>

<i>Abbildung 5-6: Simulierter Temperaturverlauf und Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>56</i>
<i>Abbildung 5-7: Simulierte Stromdichte- und Temperaturverteilung beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>57</i>
<i>Abbildung 5-8: Maximaltemperaturen während der Nachhaltephase beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>58</i>
<i>Abbildung 5-9: Vergleich der Erwärmungsmechanismen .....</i>	<i>58</i>
<i>Abbildung 5-10: Numerisch ermittelte maximale Rohrtemperatur beim Schweißen und beim Löten über die Prozesszeit.....</i>	<i>59</i>
<i>Abbildung 5-11: Bruchflächen in Abhängigkeit von Strom und Zeit beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>60</i>
<i>Abbildung 5-12: Zusammenhang zwischen Bruchfläche, Bruchart und Energieeintrag .....</i>	<i>61</i>
<i>Abbildung 5-13: Schematische Darstellung der Bruchflächenentwicklung auf der Rohroberfläche bei steigendem Energieeintrag .....</i>	<i>62</i>
<i>Abbildung 5-14: Ermittlung von Scherkraft und Bruchfläche in Abhängigkeit der erzeugten Bruchcharakteristik.....</i>	<i>63</i>
<i>Abbildung 5-15: Schematischer Zusammenhang zwischen Grenzflächen- und Oberflächenspritzern.....</i>	<i>64</i>
<i>Abbildung 5-16: Schematische Darstellung des Entstehungsprozesses eines Oberflächenspritzers in Abhängigkeit der Stromdichte und der Bauteiltemperatur bei steigenden Prozesszeiten .....</i>	<i>65</i>
<i>Abbildung 5-17: Einfluss steigender Stromstärken auf die Lothöhe und die Lotanbindungslänge.....</i>	<i>66</i>
<i>Abbildung 5-18: Zusammenhang zwischen WEZ und gemessener Mikrohärtigkeit im Line Scan sowie im Flächen Scan ausgewählter Parameter .....</i>	<i>67</i>
<i>Abbildung 5-19: Darstellung des linearen Zusammenhangs zwischen Lotanbindungslänge und Bruchlänge.....</i>	<i>68</i>
<i>Abbildung 5-20: REM-BSE Aufnahmen der Lot-Bauteil-Grenzflächen in Abhängigkeit der Bruchcharakteristik inkl. numerisch ermitteltem Temperaturfeld .....</i>	<i>69</i>
<i>Abbildung 5-21: Detailanalyse des Blechbruchs .....</i>	<i>70</i>
<i>Abbildung 5-22: Numerisch ermitteltes Prozessbereichsdiagramm inkl. experimentellem Vergleich.....</i>	<i>73</i>
<i>Abbildung 5-23: Charakteristische numerisch ermittelte Elektrodenbewegungen .....</i>	<i>74</i>

<i>Abbildung 5-24: Simulierte Elektrodenwegverläufe einer i.O.-Lötung und einer n.i.O.-Lötung.....</i>	<i>75</i>
<i>Abbildung 5-25: Vergleich zwischen Blechdeformation und simuliertem Elektrodenweg innerhalb des i.O.-Parameterfeldes .....</i>	<i>77</i>
<i>Abbildung 5-26: Vergleich zwischen simuliertem und experimentell ermitteltem Elektrodenweg bei verschiedenen Stromstärken und Prozesszeiten .....</i>	<i>77</i>
<i>Abbildung 5-27: Ermittelte Blech- und Rohrverformungsanteile zu definierten Prozesszeiten .....</i>	<i>79</i>
<i>Abbildung 5-28: Exemplarisches Elektrodenwegsignal.....</i>	<i>80</i>
<i>Abbildung 5-29: Abgeleitete Bewertungskriterien des Makroschliffs beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>83</i>
<i>Abbildung 6-1: Schematischer Versuchsaufbau zur experimentellen Ermittlung der Übergangskraft .....</i>	<i>85</i>
<i>Abbildung 6-2: Experimentell ermittelte durchschnittliche Übergangskräfte unterschiedlicher Werkstoffe .....</i>	<i>86</i>
<i>Abbildung 6-3: Numerische Ermittlung der Übergangskraft in ANSYS.....</i>	<i>86</i>
<i>Abbildung 6-4: Abgleich der numerisch ermittelten Übergangskraft mit der experimentell ermittelten Übergangskraft.....</i>	<i>87</i>
<i>Abbildung 6-5: Numerisch ermittelter funktionaler Zusammenhang zwischen Werkstoff, Wandstärke und Übergangskraft .....</i>	<i>88</i>
<i>Abbildung 6-6: Abgleich der numerisch ermittelten Übergangskraft mit der errechneten Übergangskraft.....</i>	<i>89</i>
<i>Abbildung 6-7: Verfahrensabhängige Parameterbereiche für dünnwandige Rohre .....</i>	<i>92</i>
<i>Abbildung 6-8: Ermittelte lokale Deformation in Abhängigkeit der Wandstärke und des Verfahrens.....</i>	<i>95</i>
<i>Abbildung 6-9: Entscheidungshilfe zur Wahl eines geeigneten Fügeverfahrens in Abhängigkeit des Durchmessers und der Wandstärke auf Basis der ermittelten Ringsteifigkeit .....</i>	<i>97</i>
<i>Abbildung 7-1: Vergleich numerisch erstellter i.O.-Prozessbereichsdiagramme mit variablen Anpresskräften.....</i>	<i>100</i>
<i>Abbildung 7-2: Spritzergrenze in Abhängigkeit der Anpresskraft und Stromstärke; Grenzflächenspritzer in Abhängigkeit der Anpresskraft und Prozesszeit.....</i>	<i>101</i>
<i>Abbildung 7-3: Einfluss der Anpresskraft auf die Scherkraft .....</i>	<i>103</i>

<i>Abbildung 7-4: Ermittlung der Scherkraft bei unterschiedlichen Anpresskräften, Stromstärken und Zeiten .....</i>	<i>104</i>
<i>Abbildung 7-5: Numerisch ermittelte maximale Lottemperatur bei variierenden Parametern.....</i>	<i>105</i>
<i>Abbildung 7-6: Ermittlung des notwendigen Energieeintrags bei unterschiedlichen Kräften und Stromzeiten zur Erreichung gleicher Verbindungsfestigkeiten.....</i>	<i>106</i>
<i>Abbildung 7-7: Korrelation zwischen der experimentell ermittelten Scherkraft und der numerisch ermittelten maximalen Lottemperatur.....</i>	<i>107</i>
<i>Abbildung 7-8: Einfluss verschiedener Blechradien auf die resultierende Temperaturverteilung.....</i>	<i>108</i>
<i>Abbildung 7-9: Einfluss des Lotspaltes auf die numerisch ermittelte Prozesstemperatur</i>	<i>112</i>
<i>Abbildung 7-10: Größen zur Berechnung des Umformgrads in Abhängigkeit des Lotspaltes.....</i>	<i>112</i>
<i>Abbildung 7-11: Ergebnisse experimenteller und numerischer Untersuchungen mit variierender Lotspaltgröße.....</i>	<i>113</i>
<i>Abbildung 7-12: Darstellung der Rohrtemperatur über die Prozesszeit in Abhängigkeit der Lotspaltgröße; Zusammenhang zwischen der Lotspaltgröße, dem Kontaktzeitpunkt und der dazugehörigen Lottemperatur zum Kontaktzeitpunkt.....</i>	<i>114</i>
<i>Abbildung 7-13: Einfluss der Elektrodenform auf die Spannungsverteilung .....</i>	<i>118</i>
<i>Abbildung 7-14: Einfluss der Elektrodenform auf den resultierenden Kontaktdurchmesser .....</i>	<i>119</i>
<i>Abbildung 7-15: Einfluss der Kappenform auf die Scherkraft, die WEZ und auf die maximale Elektrodeneindrucktiefe .....</i>	<i>120</i>
<i>Abbildung 7-16: Simulationsmodelle und exemplarische Temperaturfelder unterschiedlicher Elektrodendurchmesser .....</i>	<i>121</i>
<i>Abbildung 7-17: Einfluss des Elektrodendurchmessers auf die jeweiligen numerisch ermittelten Maximaltemperaturen .....</i>	<i>122</i>
<i>Abbildung 8-1: Versuchsaufbau des dynamischen Torsionstests zur Prüfung von Längswellen.....</i>	<i>123</i>
<i>Abbildung 8-2: Wöhlerkurve der jeweiligen Applikationsverfahren .....</i>	<i>124</i>

# Tabellenverzeichnis

<i>Tabelle 2-1:</i>	<i>Vergleich zwischen dem konventionellen Widerstandsschweißen und dem einseitigen Widerstandsschweißen.....</i>	<i>9</i>
<i>Tabelle 3-1:</i>	<i>Vergleich zwischen dem thermischen Lotauftrag und dem mechanischen Loteintrag.....</i>	<i>34</i>
<i>Tabelle 3-2:</i>	<i>Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffe gemäß Materialprüfzeugnis .....</i>	<i>38</i>
<i>Tabelle 3-3:</i>	<i>Mechanische Eigenschaften der verwendeten Rohrwerkstoffe gemäß Materialprüfzeugnis sowie des verwendeten Blechwerkstoffs .....</i>	<i>38</i>
<i>Tabelle 5-1:</i>	<i>Zusammenfassung der Bruchmechanismen in Abhängigkeit definierter Kenngrößen.....</i>	<i>72</i>
<i>Tabelle 5-2:</i>	<i>Bewertung der Schälprüfung beim einseitigen Widerstandslöten.....</i>	<i>82</i>
<i>Tabelle 6-1:</i>	<i>Ermittelte Übergangskräfte und daraus abgeleitete gewählte Anpresskräfte .....</i>	<i>89</i>
<i>Tabelle 6-2:</i>	<i>Darstellung der Untersuchungsrandbedingungen zur SEP-Erstellung.....</i>	<i>90</i>
<i>Tabelle 6-3:</i>	<i>Verfahrensabhängige Bewertungsgrenzen.....</i>	<i>91</i>
<i>Tabelle 6-4:</i>	<i>Metallografische Analyse der unteren Grenzen inkl. ermittelter Scherkraft.....</i>	<i>94</i>
<i>Tabelle 6-5:</i>	<i>Ringsteifigkeit für verschiedene Durchmesser und Rohrwandstärken.....</i>	<i>97</i>
<i>Tabelle 6-6:</i>	<i>Numerischer Vergleich zwischen Ringsteifigkeit und resultierender Deformation unterschiedlicher Durchmesser und Wandstärken.....</i>	<i>98</i>
<i>Tabelle 7-1:</i>	<i>Überblick über Blechdicke, Kontaktzeitpunkt Lot-Rohr, Zeitpunkt beim Erreichen der Liquidustemperatur des Lotes und des Bleches.....</i>	<i>110</i>
<i>Tabelle 7-2:</i>	<i>Numerischer Vergleich unterschiedlicher Rohrwandstärken .....</i>	<i>115</i>
<i>Tabelle 7-3:</i>	<i>Numerisch-theoretischer Vergleich gängiger Elektrodenformen .....</i>	<i>116</i>
<i>Tabelle 9-1:</i>	<i>Leitfaden zur Prozessauslegung .....</i>	<i>127</i>

# Abkürzungs- und Symbolverzeichnis

<i>Abkürzung</i>	<i>Bedeutung</i>
<i>AC</i>	<i>alternating current</i>
<i>Al</i>	<i>Aluminium</i>
<i>B</i>	<i>Bor</i>
<i>B-R</i>	<i>Kontakt zwischen Blech und Rohr</i>
<i>BSE</i>	<i>backscattered electrons</i>
<i>C</i>	<i>Kohlenstoff</i>
<i>CO<sub>2</sub></i>	<i>Kohlenstoffdioxid</i>
<i>Cr</i>	<i>Chrom</i>
<i>Cu</i>	<i>Kupfer</i>
<i>DC</i>	<i>direct current</i>
<i>DVS</i>	<i>Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.</i>
<i>E-B</i>	<i>Kontakt zwischen Elektrode und Blech</i>
<i>EDX</i>	<i>Energie Dispersive Röntgenspektroskopie</i>
<i>EU</i>	<i>Europäische Union</i>
<i>Fe</i>	<i>Eisen</i>
<i>FEM</i>	<i>Finite Elemente Methode</i>
<i>FMEA</i>	<i>failure mode and effects analysis</i>
<i>HSS</i>	<i>high strength steel</i>
<i>HV</i>	<i>Vickershärte</i>
<i>Hz</i>	<i>Hertz</i>
<i>i.O.</i>	<i>in Ordnung</i>
<i>iRSW</i>	<i>indirect resistance spot welding</i>
<i>IHU</i>	<i>Innenhochdruckumformung</i>
<i>IMC</i>	<i>intermetallic compound</i>
<i>L</i>	<i>Lot</i>
<i>L-R</i>	<i>Kontakt zwischen Lot und Rohr</i>
<i>LME</i>	<i>liquid metal embrittlement</i>
<i>Mn</i>	<i>Mangan</i>
<i>N</i>	<i>Nachhaltephase</i>

<i>Ni</i>	<i>Nickel</i>
<i>n.i.O.</i>	<i>nicht in Ordnung</i>
<i>P</i>	<i>Phosphor</i>
<i>PQS</i>	<i>Prozess-Qualitäts-Sicherungssystem</i>
<i>RPmZW</i>	<i>Widerstandsschweißen mit Zusatzwerkstoff</i>
<i>RSW</i>	<i>resistance spot welding</i>
<i>S</i>	<i>Schwefel</i>
<i>SEP</i>	<i>Stahl-Eisen-Prüfblatt</i>
<i>Si</i>	<i>Silizium</i>
<i>Sn</i>	<i>Zinn</i>
<i>SSSW</i>	<i>single sided spot welding</i>
<i>Ti</i>	<i>Titan</i>
<i>V</i>	<i>Versuchsreihe</i>
<i>VHZ</i>	<i>Vorhaltezeit</i>
<i>WEZ</i>	<i>Wärmeeinflusszone</i>
<i>Zn</i>	<i>Zink</i>
<i>Zr</i>	<i>Zirconium</i>

<b><i>Symbole</i></b>	<b><i>Einheit</i></b>	<b><i>Bedeutung</i></b>
<i>a</i>	<i>[mm]</i>	<i>Längenmaß</i>
<i>A</i>	<i>[mm<sup>2</sup>]</i>	<i>Querschnittsfläche</i>
<i>A<sub>B</sub></i>	<i>[mm<sup>2</sup>]</i>	<i>Bruchfläche</i>
<i>A<sub>E-B</sub></i>	<i>[mm<sup>2</sup>]</i>	<i>Kontaktfläche zwischen Elektrode und Blech</i>
<i>b</i>	<i>[mm]</i>	<i>Breitenmaß</i>
<i>b<sub>L</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Lotbreite</i>
<i>B<sub>g</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>globaler Beulungsanteil</i>
<i>B<sub>l</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>lokaler Beulungsanteil</i>
<i>B<sub>M</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Membranbeulung</i>
<i>d</i>	<i>[mm]</i>	<i>Innendurchmesser</i>
<i>d<sub>E,E</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Innendurchmesser Elektrodeneindruck</i>
<i>d<sub>L</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Linsendurchmesser</i>
<i>d<sub>P</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Ausknöpfungsdurchmesser</i>
<i>d<sub>w</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Punktdurchmesser</i>
<i>d<sub>WEZ</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Durchmesser der Wärmeeinflusszone</i>
<i>D</i>	<i>[mm]</i>	<i>Außendurchmesser</i>
<i>D<sub>E</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Elektrodendurchmesser</i>
<i>D<sub>E,E</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>äußerer Durchmesser Elektrodeneindruck</i>
<i>D<sub>E,S</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Spitzendurchmesser</i>
<i>D<sub>m</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>mittlerer Durchmesser</i>
<i>D<sub>min</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Mindestlinsendurchmesser</i>
<i>D<sub>R</sub></i>	<i>[mm]</i>	<i>Außendurchmesser Rohr</i>
<i>E</i>	<i>[N/mm<sup>2</sup>]</i>	<i>Elastizitätsmodul</i>
<i>F</i>	<i>[N]</i>	<i>Kraft</i>
<i>F<sub>A</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Elektrodenanpresskraft</i>
<i>F<sub>B</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Blechdeformationsschwelle</i>
<i>F<sub>hold</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Kraft während Nachhaltephase</i>
<i>F<sub>S</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Scherkraft</i>
<i>F<sub>squeeze</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Kraft während Anpressphase</i>
<i>F<sub>Ü</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Übergangskraft</i>
<i>F<sub>weld</sub></i>	<i>[N]</i>	<i>Kraft während Schweißphase</i>

$h$	[mm]	Bauteilhöhe, Bauteildicke
$h_{alt}$	[mm]	alte Wandstärke
$h_B$	[mm]	Blechdicke
$h_L$	[mm]	Lothöhe, -dicke
$h_{neu}$	[mm]	neue Wandstärke
$h_R$	[mm]	Rohrwandstärke
$h_{WEZ}$	[mm]	Tiefe der WEZ
$I$	[kA]	Stromstärke
$I_G$	[kA]	Gesamtstrom
$I_{max}$	[kA]	maximale Stromstärke
$I_{min}$	[kA]	minimale Stromstärke
$I_{OB}$	[kA]	Nebenschluss im Oberblech
$I_S$	[kA]	Strom zur Bildung der Schweißlinse
$I_{UB}$	[kA]	Nebenschluss im Unterblech
$I_{UK}$	[kA]	Nebenschluss im Unterkupfer
$J$	[mm <sup>3</sup> ]	Flächenträgheitsmoment
$l$	[mm]	Länge
$l_B$	[mm]	Bruchlänge
$l_{Kon}$	[mm]	Lotanbindungslänge
$l_L$	[mm]	Lotlänge
$l_R$	[mm]	Rohrlänge
$l_{WEZ}$	[mm]	Länge der WEZ
$p$	[MPa]	Druck
$Q$	[Ws]	Energieeintrag
$Q_V$	[Ws]	Gesamtverlustenergie
$Q_{VE}$	[Ws]	Elektrodenverlustenergie
$Q_{VL}$	[Ws]	Leitungsverlust
$Q_{VS}$	[Ws]	Strahlungsverlust
$Q_{Wirk}$	[Ws]	Wirkenergie
$r$	[mm]	Radius
$r_B$	[mm]	Blechradius
$r_{E,R1}$	[mm]	Balligkeitsradius der Elektrode
$r_R$	[mm]	Rohrradius

$R$	$[\Omega]$	<i>elektrischer Widerstand</i>
$R_E$	$[\Omega]$	<i>Engewiderstand</i>
$R_G$	$[\Omega]$	<i>Gesamtwiderstand</i>
$R_H$	$[\Omega]$	<i>Hautwiderstand</i>
$R_K$	$[\Omega]$	<i>Kontaktwiderstand</i>
$R_m$	$[MPa]$	<i>Zugfestigkeit</i>
$R_{p0,2}$	$[MPa]$	<i>0,2%-Dehngrenze</i>
$R_s$	$[\Omega]$	<i>Stoffwiderstand</i>
$s$	$[mm]$	<i>Lotspalt</i>
$S$	$[N/mm^2]$	<i>Ringsteifigkeit</i>
$t$	$[ms]$	<i>Zeit, Prozesszeit</i>
$t_{Kont}$	$[ms]$	<i>Kontaktzeitpunkt zwischen Lot und Rohr</i>
$t_{Liq,Lot}$	$[ms]$	<i>Zeitpunkt beim Erreichen der Liquidustemperatur des Lotes</i>
$t_{Liq,Blech}$	$[ms]$	<i>Zeitpunkt beim Erreichen der Liquidustemperatur des Bleches</i>
$T$	$[^{\circ}C]$	<i>Temperatur</i>
$T_{Blech}$	$[^{\circ}C]$	<i>Blechtemperatur</i>
$T_{Liq}$	$[^{\circ}C]$	<i>Liquidustemperatur</i>
$T_{Lot}$	$[^{\circ}C]$	<i>Lottemperatur</i>
$T_{Rohr}$	$[^{\circ}C]$	<i>Rohrtemperatur</i>
$T_{Sol}$	$[^{\circ}C]$	<i>Solidustemperatur</i>
$x_{be}$	$[mm]$	<i>beeinflusste Buckelhöhe</i>
$x_{Blech}$	$[mm]$	<i>Blechdeformationsanteil</i>
$x_{Elek}$	$[mm]$	<i>Elektrodeneindruck</i>
$x_{Elektrode}$	$[mm]$	<i>Elektrodenweg</i>
$x_{Rohr}$	$[mm]$	<i>Rohrdeformation</i>
$x_{Rohr,global}$	$[mm]$	<i>globaler Rohrdeformationsanteil</i>
$x_{Rohr,lokal}$	$[mm]$	<i>lokaler Rohrdeformationsanteil</i>
$x_{un}$	$[mm]$	<i>unbeeinflusste Buckelhöhe</i>
$\rho$	$[\Omega]$	<i>materialspezifischer Widerstand</i>
$\sigma$	$[MPa]$	<i>mechanische Spannung</i>
$\Phi$	$[\%]$	<i>Umformgrad</i>

# 1 Einleitung

Um zukünftig eine klimafreundliche Industrie zu ermöglichen, wurde 2019 der „Green Deal“ der Europäischen Kommission vorgestellt. Ziel ist es, die Nettoemission von Treibhausgasen bis zum Jahr 2050 auf null zu reduzieren [1]. In einem neueren EU-Vorschlagspaket „Fit for 55“ wird darauf abgezielt, bis 2030 die Treibhausemission um 55 % gegenüber dem Stand von 1990 zu senken [2]. Letztendlich soll Europa der erste klimaneutrale Kontinent der Welt werden [1]. Um den Herausforderungen des Umbruchs entgegenzutreten, werden seitens der EU große Forschungsinvestitionen getätigt. Ein Kernpunkt der Strategie ist die rasche Umstellung auf eine nachhaltige Mobilität [1]. Somit entwickeln große Industrieunternehmen Leitbilder, um die definierten Ziele zu erreichen. Beispielsweise plant die Volkswagen AG bis 2025 eine produktionsbezogene Reduktion von Umweltexternalitäten (z.B. CO<sub>2</sub>) pro Fahrzeug um 45 % im Vergleich zu 2010 [3]. Da gemäß eines Berichts der Universität Aachen [4] das Fahrzeuggewicht mit der CO<sub>2</sub>-Emission in Verbindung zu bringen ist, rücken neben alternativen Antriebstechniken und Energiespeicherungssystemen auch das Fahrzeugkonzept bzw. der Fahrzeugleichtbau in den Fokus [4], [5]. Laut Miyanishi [6] tragen die Bereiche Karosserie und Antriebsstrang 37 % zum Gesamtfahrzeuggewicht bei. Eine Gewichtsreduktion innerhalb dieser Bereiche scheint somit vielversprechend. Neben dem Stoffleichtbau, also der Verwendung von unterschiedlichen Werkstoffen und Werkstoffverbunden, ist der Formleichtbau (Struktur- bzw. Gestaltleichtbau) ein wichtiger Ansatz zur gewichtsoptimierten Bauteilentwicklung [7].

Betrachtet man also die Leichtbaubestrebungen im Karosseriebau, so werden neben dem Einsatz von Aluminiumteilen ebenso Hohlprofile aus hochfestem Stahl genutzt, um eine kraft-, gewicht- und bauraumoptimierte Bauteilgestaltung zu ermöglichen [8]. Erste Stahl-Leichtbaukonzepte auf Basis hochfester Hohlprofile sind bereits bekannt [8], [9]. Eine wesentliche Herausforderung zur Umsetzung dieser Leichtbauweise stellte die eingeschränkte Möglichkeit zum Fügen der Profile mit blechartigen Anbauteilen dar. Betrachtet man die bisher genutzten Fügeverfahren zur Fertigung einer Rohkarosserie, wird u.a. die Wichtigkeit des Widerstandsschweißens deutlich (> 5500 Schweißpunkte) [10]. Um also das Punktschweißverfahren ebenso zur Herstellung derartiger Blech-Hohlprofilverbindungen nutzen zu können, ohne das Anbringen zusätzlicher Verbindungsflansche, wurde das Widerstandsschweißen bei einseitiger Zugänglichkeit (engl. single sided spot welding = SSSW) entwickelt [11], [12].

Wie das konventionelle Widerstandsschweißen besitzt das SSSW Vorteile hinsichtlich geringerer Prozesskosten und einer guten Integrierbarkeit in den seriellen Ablauf einer industriellen Fertigung [13]. Ein weiteres Anwendungsbeispiel des einseitigen Widerstandsschweißverfahrens stellt die Längswellenfertigung dar. Hier wird das Verfahren zur Wuchtgewichtapplikation genutzt, um fertigungsbedingte Unwuchten auszugleichen [14], [15], [16]. Abbildung 1-1 zeigt zusammenfassend beispielhafte Anwendungsgebiete des einseitigen Widerstandsschweißens im Automobilbau.



*Abbildung 1-1: Beispielhafte Blech-Hohlprofilverbindungen im Automobilsektor – Ausschnitt einer Karosseriestruktur (links) [17]; Längswelle im Automobil (rechts) [18]*

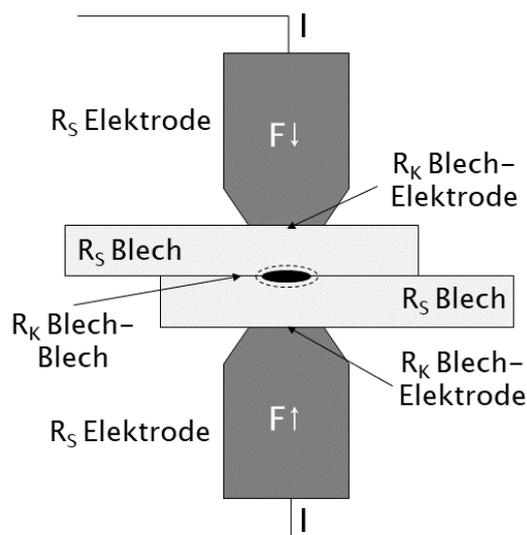
Betrachtet man weiter den Stand der Forschung und Entwicklung, werden die Herausforderungen beim SSSW deutlich. In Folge der thermischen und mechanischen Beeinflussung der Hohlprofile beim Schweißen unterliegt die Prozessauslegung sensiblen Grenzen [11]. Zudem limitiert das Schweißverfahren die minimal nutzbaren Wandstärken der zu fügenden Teile und somit das Gesamtbauteilgewicht [19]. Weiter führt die prozessbedingte Bauteilbelastung zu einer Reduktion der Schwingfestigkeit des Bauteils [15], [16]. Um diesen Effekten entgegenzuwirken, muss in speziellen Anwendungsgebieten die Bauteilwandstärke sogar erhöht werden, was eine Limitierung der Leichtbauziele zur Folge hat. Um die genannten negativen Aspekte beim SSSW zu eliminieren, soll in der zugrundeliegenden Arbeit das einseitige Widerstandslöten als Verfahrensalternative erforscht werden. Dieses Verfahren nutzt die beim Widerstandsschweißen verwendete Anlagentechnik und zeigt deutliche Vorteile hinsichtlich einer reduzierten thermischen und mechanischen Bauteilbelastung [20], [21], [22]. Aufgrund dessen scheint die Erweiterung der Prozessgrenzen hin zu geringeren Wandstärken ebenso möglich. Um das Verfahren jedoch industriell einsetzbar zu machen, fehlt notwendiges Prozessverständnis. Ebenso sind bis dato keine Prüf- und Qualitätskriterien definiert. Diese Wissenslücken sollen mithilfe von numerischen und experimentellen Untersuchungen geschlossen werden.

## 2 Stand der Technik

### 2.1 Konventionelles Widerstandsschweißen

**Einordnung, Prozessmodell und Wirkprinzip.** Generell werden die Schweißverfahren nach DIN 8593 Teil 6 [23] in Schmelz- und Pressschweißverfahren unterteilt [23], [24]. Aufgrund der Verfahrenscharakteristik gehört das Widerstandspunktschweißen, gemäß DIN 1910-100 [25], zu den sogenannten Pressschweißverfahren. Da die Energiezufuhr (elektrischer Strom als Energieträger) über die mechanische Elektrodenkontaktierung realisiert wird, ist das Widerstandspunktschweißen den konduktiven Pressschweißverfahren zuzuordnen [26], [27].

Die zu verbindenden Teile werden demnach unter Druck- sowie unter Stromeinwirkung in einem zuvor zeitlich definierten Prozessablauf erwärmt und in einen schmelzflüssigen Zustand gebracht. Schweißstrom, Schweißzeit und die Elektrodenanpresskraft lassen sich folglich als Hauptprozessgrößen ableiten. Um die Erwärmung des mit Strom durchflossenen Bauteils zu berechnen, wird das Joule'sche Gesetz verwendet. Hier beschreibt  $Q$  den Energieeintrag in Abhängigkeit der Stromstärke  $I$ , der Schweißzeit  $t$  und des Gesamtwiderstands  $R_G$ . Aufgrund der Tatsache, dass das Widerstandsschweißen ein instationärer Prozess ist, lässt sich das Joule'sche Gesetz integrativ gemäß Gleichung 1 darstellen (Gl. 1). Der schematische Prozess ist in Abbildung 2-1 dargestellt [11], [26], [28], [29], [30], [31].



$$Q(t) = \int_{t_1}^{t_2} I^2(t) \cdot R_G(t) \cdot dt \quad (\text{Gl. 1})$$

Abbildung 2-1: Schematische Darstellung des konventionellen Widerstandsschweißens ( $F$  = Kraft,  $I$  = Stromstärke,  $R_S$  = Stoffwiderstand,  $R_K$  = Kontaktwiderstand,  $R_G$  = Gesamtwiderstand,  $Q$  = Energieeintrag,  $t$  = Zeit) in Anlehnung an Köhler et. al [28]

**Widerstandsverhältnisse.** Neben der Stromstärke  $I$  wird die Wärmeentwicklung maßgeblich vom Gesamtwiderstand  $R_G$  beeinflusst. Diese Größe setzt sich, wie in Abbildung 2-1 dargestellt, aus den jeweiligen Stoffwiderständen  $R_S$  und den Kontaktwiderständen  $R_K$  zusammen (Gl. 2) [26], [28], [31].

$$R_G = \sum R_K + \sum R_S \quad (\text{Gl. 2})$$

Die Stoffwiderstände  $R_S$  sind abhängig vom materialspezifischen Widerstand  $\rho$ , der Länge  $\ell$  und der Querschnittsfläche  $A$  des jeweiligen Leiters. Die Kontaktwiderstände ergeben sich aus der Summe der Engewiderstände  $R_E$  und der Hautwiderstände  $R_H$ . Hautwiderstände  $R_H$  – auch Filmwiderstände genannt – entstehen im Allgemeinen durch eine Bedeckung der Kontaktflächen mit Fremdschichten, wie z.B. Oxide, Fette oder Öle. Der Engewiderstand  $R_E$  ist hauptsächlich von der Oberflächenrauheit der Kontaktkörper abhängig. Sowohl im Kontaktbereich Elektrode–Fügeteil als auch zwischen den Fügeteilen, kommt es im ersten Schritt zu einer gegenseitigen Berührung an den Rauheitsspitzen. Durch den allmählichen Anstieg der Elektrodenanpresskraft vergrößern sich zum einen die bereits bestehenden Kontaktflächen. Zum anderen werden neue Berührungsstellen gebildet. Erst bei einer Überschreitung der Druckhärte der jeweiligen Materialien entstehen, aufgrund der plastischen Verformung, makroskopisch sichtbare Kontaktflächen [28]. Zudem wird zwischen der wirklichen Kontaktfläche, der scheinbaren Kontaktfläche und der elektrisch leitenden Fläche (sogenannte A-spots) unterschieden. A-spots beschreiben elektrisch leitende Brücken, die durch die voranschreitende Plastifizierung der Rauheitsspitzen und durch das Aufreißen von Oxidschichten entstehen. Durch die Vergrößerung der wirklichen Kontaktfläche und der A-spots sinkt der anfänglich große Einfluss des Engewiderstands  $R_E$  im Laufe des Prozesses deutlich [32], [33].

**Prozessablauf.** Der Widerstandsschweißprozess wird generell in drei Stufen unterteilt. Der schematische Prozessablauf ist in Abbildung 2-2 dargestellt. Nachdem die Bauteile positioniert wurden, kommt es, nach erfolgreichem Schließen der Elektroden, zum Aufbau der zuvor eingestellten Prozesskraft. Während dieser ersten Prozessphase, der sog. Vorhaltezeit bzw. der Vorhaltephase (engl. squeezing stage), werden die Werkstücke mithilfe der Elektrodenanpresskraft stromlos in Kontakt ge-

bracht. Hier kann es bereits zu einer plastischen Deformation des betroffenen Werkstückes kommen. In der zweiten Phase, der Schweißzeit bzw. der Schweißphase<sup>1</sup> (engl. welding stage), wird hingegen, neben der Elektrodenanpresskraft, zusätzlich der zur Wärmegeneration notwendige Strom appliziert. Dies führt zu einer Erhöhung der Temperatur und folglich zur Änderung der Materialeigenschaften. Wird eine ausreichend lange Schweißzeit gewählt, so kommt es zum Aufschmelzen der Materialien und zur Ausbildung einer Schweißlinse. Die Schweißzeit endet, sobald die Schweißlinse die geforderte Größe erreicht hat. Im letzten Prozessschritt, in der Nachhaltezeit bzw. der Nachhaltephase (engl. holding stage), wird der Strom abgestellt, sodass die Wärmegeneration gestoppt wird. Eine ausreichend hohe Elektrodenanpresskraft wird jedoch aufrechterhalten, um die erzeugte Schweißlinse zu wahren. Ein fester Materialzustand wird aufgrund von Wärmeverlusten ermöglicht. Als Ergebnis entsteht eine feste Schweißverbindung. Ein anschließendes Öffnen der Elektroden ermöglicht die Entnahme des gefügten Bauteiles [26], [27], [30], [31], [34], [35]. Die Charakteristik der sogenannten Schweißlinse ist in Abbildung 2–3 dargestellt.

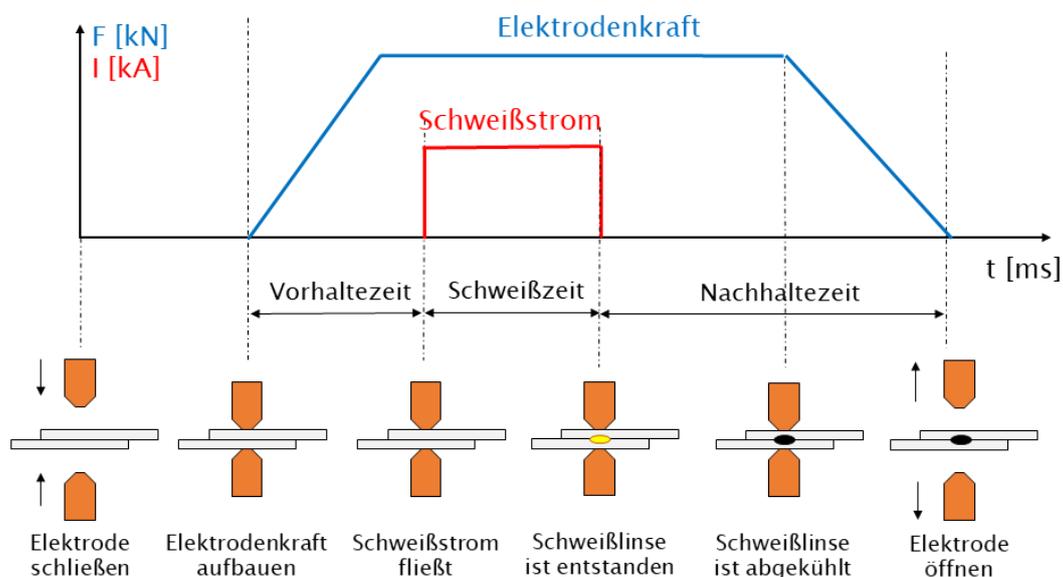


Abbildung 2–2: Schematischer Ablauf des Punktschweißprozesses in Anlehnung an Schuler et. al [27]

**Qualitätskriterien.** Generell lassen sich Widerstandsschweißverbindungen hinsichtlich verschiedenster Kriterien prüfen [36], [37], [38], [39], [40]. Im DVS Merkblatt 2916–4 [36] wird die metallografische Prüfung von Punkt-, Buckel- und Rollnahtschweißungen bis zu einer Einzelblechdicke von 3 mm beschrieben. Abbildung

<sup>1</sup> Der Begriff „Stromphase“ wird im Folgenden synonym zum Begriff „Schweißphase“ verwendet

2-3 zeigt schematisch eine typische Schweißlinse in Schnittdarstellung mit charakteristischen Kenngrößen.

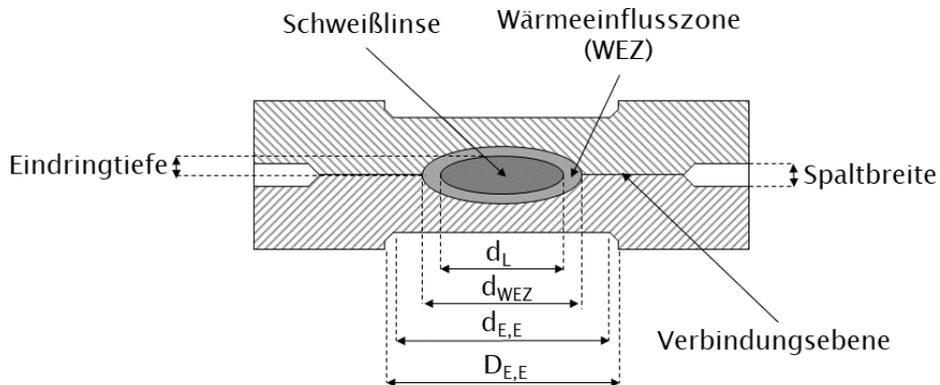


Abbildung 2-3: Schematische Darstellung einer Schweißlinsegeometrie ( $d_L$  = Linsendurchmesser,  $d_{WEZ}$  = Durchmesser Wärmeinflusszone,  $d_{E,E}$  = innerer Durchmesser Elektrodeneindruck;  $D_{E,E}$  = äußerer Durchmesser Elektrodeneindruck) in Anlehnung an [27], [36]

Neben der metallografischen Prüfung wird, als weitere zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen, die Schälprüfung gemäß DIN EN ISO 14329 [41] bzw. die Abroll- oder Meißelprüfung nach DVS 2916-1 [37] durchgeführt, um im Anschluss die entstandene Bruchfläche zu analysieren. Neben der Charakterisierung der Bruchart wird ebenso der Punkt- bzw. Ausknöpfungsdurchmesser ermittelt. Abbildung 2-4 zeigt schematisch die möglichen Brucharten sowie die Mess- und Berechnungsmethode zur Ermittlung des Punkt- bzw. Ausknöpfungsdurchmessers nach dem Widerstandsschweißen [27], [37]. Als Grenzwert wird hier in Relation zur minimalen Bauteildicke  $h$  meist ein 15 % größerer Durchmesser für den Punktdurchmesser gefordert, sodass beispielsweise der Linsendurchmesser mit  $3,5 \cdot \sqrt{h}$  [42] und der Punktdurchmesser gemäß  $4,0 \cdot \sqrt{h}$  bewertet wird [27], [43].

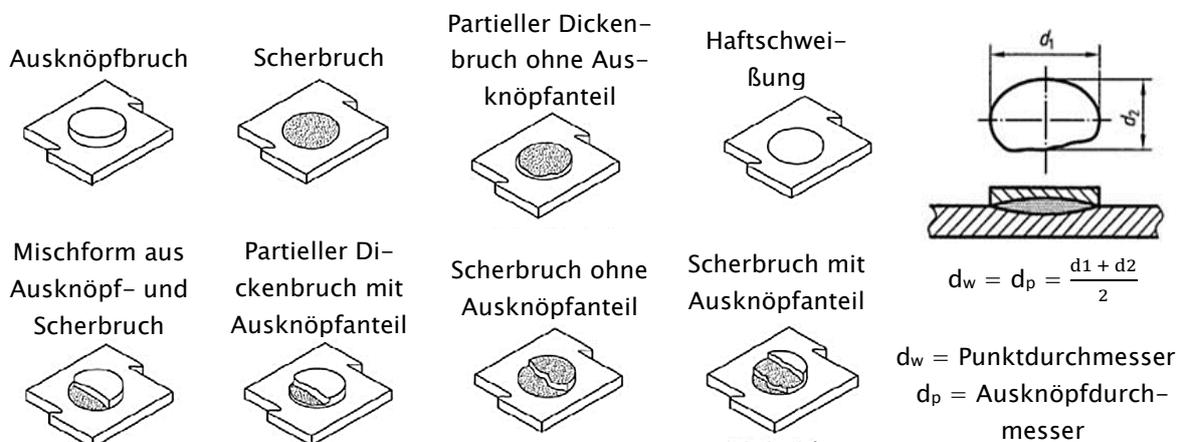


Abbildung 2-4: Darstellung verschiedener Brucharten beim Punktschweißen sowie die Ermittlung des Punktdurchmessers gemäß DVS 2916-1 [37]

## 2.2 Einseitiges Widerstandsschweißen

### Verfahrensmodifikationen des Widerstandsschweißens.

Neben dem konventionellen zweiseitigen Punktschweißen ist das einseitige Punktschweißen als Verfahrensmodifikation bekannt. Hier unterscheidet man generell zwischen dem einseitigen Widerstandspunktschweißen mit Gegenlage und dem einseitigen Widerstandspunktschweißen ohne Gegenlage. Das einseitige Punktschweißen mit Gegenlage ist umgangssprachlich auch als „Unterkupferschweißen“ und aus dem Englischen als „indirektes Punktschweißen“ (indirect resistance spot welding = iRSW) bekannt (Abbildung 2–5) [44]. Charakteristisch ist die Nutzung einer oder mehrerer Arbeitselektroden und einer Blindelektrode, welche zueinander nicht auf einer direkten Achse liegen müssen. Die genutzte Unterlage besteht hierbei häufig aus Kupfer bzw. aus einer Kupferlegierung [29], [31], [44]. Zu den Hauptfunktionen der Unterlage gehören die indirekte Kühlung, das Verhindern einer Durchschmelzung, die Aufnahme hoher Elektrodenkräfte und die Vermeidung von Verformungen. Durch die spezielle Nebenschlussituation im Oberblech ( $I_{OB}$ ), trägt beim einseitigen Doppelpunktschweißen nicht der gesamte Strom ( $I_G$ ) der Anlage zur Bildung der Schweißlinien  $I_S$  bei [44].

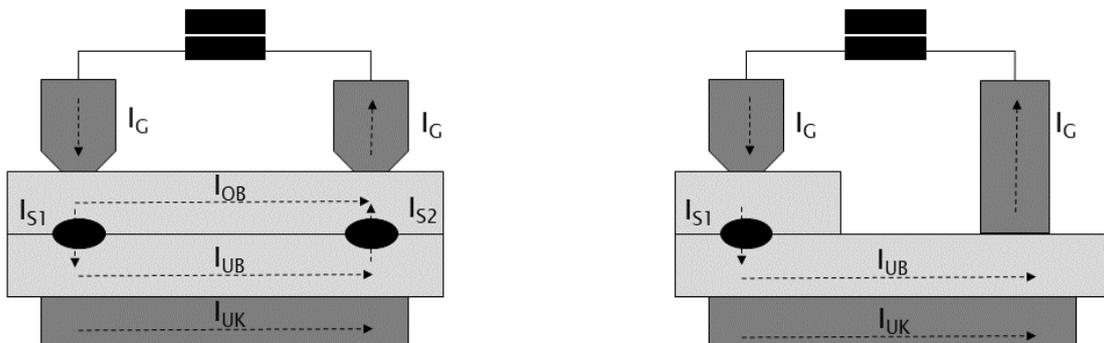


Abbildung 2–5: Einseitiges Punktschweißen mit Gegenlage – Doppelpunktschweißen (links); Einzelpunktschweißen (rechts); mit  $I_G$  = Gesamtstrom,  $I_S$  = Strom zur Bildung der Schweißlinie,  $I_{OB}$  = Nebenschluss im Oberblech,  $I_{UB}$  = Nebenschluss im Unterblech,  $I_{UK}$  = Nebenschluss im Unterkupfer in Anlehnung an [26], [31], [44]

### Untersuchungsergebnisse zum einseitigen Widerstandsschweißen.

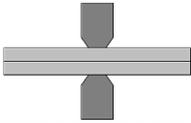
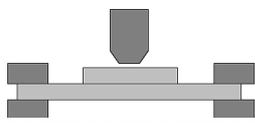
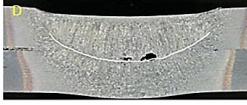
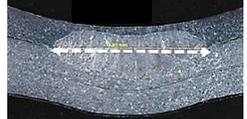
Im Vergleich zum einseitigen Punktschweißen mit Gegenlage wird beim einseitigen Punktschweißen ohne Gegenlage (engl. single sided spot welding = SSSW) auf die mechanisch stützende und thermisch kühlende Kupferplatte (Gegenlage) verzichtet, sodass die Krafteinwirkung der Elektroden durch die Bauteilsteifigkeit aufgenommen

werden muss. Grund für den fehlenden Gegenhalter ist meist die konstruktive Ausgestaltung der Bauteile. Eine Verfahrensunterscheidung zwischen Doppel- und Einzelpunktschweißen ist ebenso möglich [44].

Experimentelle Untersuchungen zum einseitigen Widerstandsschweißen ohne Gegenlage von Zweiblechverbindungen wurden u.a. von Schiebahn [44] durchgeführt. In Anlehnung an den Karosseriebau wurden verschiedene Stahlbleche mit Zugfestigkeiten zwischen 270 MPa (DC04) und 1650 MPa (22MnB5) und Dicken zwischen 0,7 mm und 1,5 mm gewählt. In einem ersten Arbeitspaket wurden den einzelnen Blechkombinationen optimale Elektrodenformen (F0, B0 und F1) zugeordnet. Zudem wurde der Einfluss des Verformungsverhaltens und der Einspannvariante auf den Schweißprozess genauer analysiert. Es wurde gezeigt, dass eine Erhöhung der freien Einspannlänge zu einer erhöhten Verformung bei vergleichsweise geringen Kräften neigt, so dass die Schweißkraft in Abhängigkeit der Profilbreite, der Profildicke und der Elektrodenkappenposition gewählt werden sollte. Bei Betrachtung der Schweißzeit konnte festgestellt werden, dass eine höhere Schweißzeit zu einer steigenden Linseneindringtiefe und einer erhöhten Reproduzierbarkeit führt, jedoch wurde ebenso eine größere lokale Beulung sowie eine breitere Wärmeeinflusszone gemessen. Bei genauerer Analyse wurde das Phänomen der Ringschweißung festgestellt. Da die freie Einspannlänge die Innenweite eines Hohlprofils widerspiegelt, ist die Ergebnisübertragbarkeit auf Hohlprofil-Blechverbindungen möglich. Folgende Grundregeln wurden abgeleitet, um den einseitigen Widerstandsschweißprozess ohne Gegenlage möglichst optimal auszulegen. Zum einen sollte ein Blechdickenverhältnis zwischen Deckblech und Profil von mindestens 1:2 eingehalten werden. Weiter ist ein steifes Profil mit einer Mindestdicke von 1,5 mm zu präferieren. Die genutzte Schweißkraft ist möglichst maximal (in Abhängigkeit der Bauteilsteifigkeit) zu wählen. Zuletzt wird eine Elektrode mit kleinem Krümmungsradius empfohlen [44].

Vergleicht man weiter das konventionelle Punktschweißen mit einer einseitigen Probe, fällt auf, dass der thermische Einfluss des der Elektrode zugewandten Bleches beim SSSW deutlich stärker ausfällt als beim konventionellen Widerstandsschweißen. Zudem ist eine gekrümmte Erstarrungslinie erkennbar. Grund hierfür ist die einseitige Wärmeableitung in Richtung der Arbeitselektrode. Ebenso wurde eine tendenziell erhöhte Lunkerneigung beim SSSW detektiert. Das Fehlen der Gegenelektrode, um eine Ausdehnung der Schweißlinse zu hemmen, ist hier als mögliche Ursache zu nennen. Weitere Unterscheidungskriterien sind in Tabelle 2-1 dargestellt [44].

Tabelle 2-1: Vergleich zwischen dem konventionellen Widerstandsschweißen (resistance spot welding = RSW) und dem einseitigen Widerstandsschweißen (single sided spot welding = SSSW) in Anlehnung an Schiebahn [44]

	RSW	SSSW
<b>Prozessschema</b>		
<b>Lokale Beulung</b>	/	Ja
<b>Kontaktsituation über Prozessdauer</b>	nahezu konstante Kontaktsituation	Änderung der Kontaktsituation durch lokale Beulung
<b>Strom- &amp; Widerstandsverhältnisse</b>	nahezu konstante Stromdichte- und Widerstandsverhältnisse	Änderung der Stromdichte- und Widerstandsverhältnisse
<b>Exemplarische Schweißlinsen</b>	 (DP980 1,5 mm - DP980 1,5 mm)  (DC04 0,7 mm - 22MnB5 1,5 mm)	 (DP980 1,5 mm - DP980 1,5 mm)  (DC04 0,7 mm - 22MnB5 1,5 mm)
<b>Form der Schweißzone</b>	Linse (O-Form) 	Banane/Ringschweißung (V-Form) 
<b>Durchmesser der WEZ im Ober- und Unterblech</b>	gleichmäßig (bei gleicher Blechkombination) unterschiedlich (bei ungleicher Blechkombination)	unterschiedlich (bei gleicher und ungleicher Blechkombination)
<b>Lage des max. Schmelzdurchmessers</b>	Fügeebene (bei gleicher Blechkombination)	Oberblech (bei gleicher Blechkombination)
<b>Linseneindringtiefe</b>	> 75 % der Bauteildicke	15 - 40 % der Bauteildicke
<b>Deformation der Schweißzone</b>	Quetschung	Beulung
<b>Unregelmäßigkeiten</b>	DVS Merkblatt 2960 [45]	Lunkerhäufigkeit und -größe (Ringschweißung) sind erhöht

Weiter wurde in Cho et al. [46] ein automatisiertes System zum einseitigen Widerstandsschweißen vorgestellt und der Einsatz an verschiedenen Karosserieanwendungen erläutert. Aufgrund der Elektrodenkraft von 500 N bei einem Blechdickenverhältnis von 0,8:1,4 mm, wurden ebenso geringe Stromstärken genutzt. Gute Ergebnisse konnten im Bereich zwischen 3,0 kA und 4,8 kA und 0,08 s - 0,33 s festgestellt werden. Hinweise auf die Materialeigenschaften wurden nicht gegeben [46].

In Liang et al. [13] wird der Begriff des einseitigen Widerstandsschweißens erneut aufgegriffen. Im Gegensatz zu einseitig zugänglichen Blech-Blechverbindungen

wurde hier ein Blech mit einem geschlossenen Rohr- bzw. Hohlprofilquerschnitt verbunden, ohne dass die Elektrode auf der Innenseite des Rohres/Hohlprofils direkt kontaktiert werden konnte. Der grundlegende Aufbau ist schematisch in Abbildung 2–6 dargestellt [13]. Durch eine ausreichend hohe Kraft in der Anpressphase wird der initiale Kontakt hergestellt. Über die blechseitige Elektrode fließt der Strom über die Kontaktzone hin zur unteren Elektrode. Eine Stromkonzentration in der Verbindungszone führt, aufgrund der joul'schen Wärmeerzeugung, zur Entstehung einer Schweißlinse. Durch die Temperaturerhöhung wird das Material erweicht, was, aufgrund der fehlenden Abstützung im Inneren des Rohres, zu einer deutlichen Deformation des Profils führen kann. Ist dies der Fall, ändert sich die Geometrie der Kontaktzone und die Stromkonzentration verringert sich. Eine Beeinflussung der Schweißlinsenentstehung ist die Folge. Im Vergleich hierzu bleibt beim konventionellen Widerstandsschweißen von beidseitig zugänglichen Blech–Blechverbindungen die Kontaktsituation über die Prozessdauer nahezu unverändert, aufgrund der Nutzung einer Gegenelektrode unterhalb der Fügezone [13].

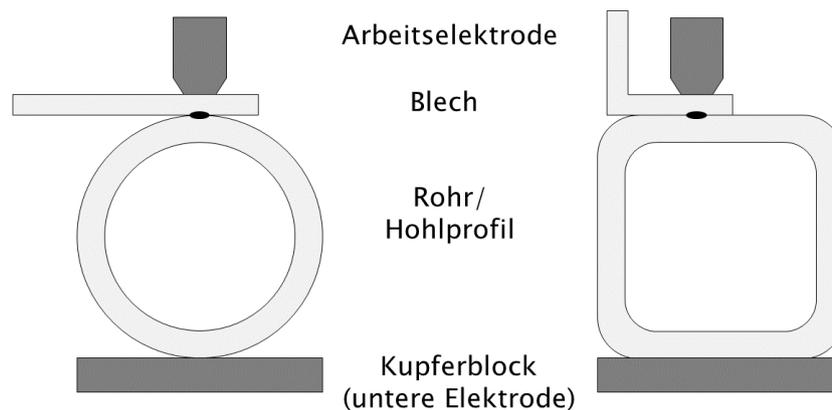


Abbildung 2–6: Schematische Darstellung des einseitigen Widerstandsschweißens ohne Gegenlage (SSSW) von Blech–Hohlprofilverbindungen in Anlehnung an Liang et. al [13]

Vergleicht man weiter das Prozessfenster hinsichtlich der Stromstärke beim Widerstandsschweißen von konventionellen Blech–Blechverbindungen (2 kA – 3 kA), so verringert sich dieses erheblich bei Blech–Rohr- bzw. Blech–Hohlprofilverbindungen (1 kA – 2 kA) [47]. Zudem werden beim SSSW generell geringere Anpresskräfte genutzt, um eine Rohrdeformation und somit die Entstehung von Ringschweißungen möglichst zu vermeiden. Dennoch führten zu geringe Anpresskräfte zur Spritzerbildung zwischen Blech und Elektrode [12], [47]. In den Untersuchungen von Li et. al [47] wurden Profile mit einer Dicke von 2,0 mm und einem Querschnitt von 40x40 mm genutzt. Die Profillänge wurde auf 106 mm festgelegt. Das dazugehörige Blech besaß eine geringere Wandstärke von 1,5 mm. Hier wurde ab einer Anpresskraft von 3,0 kN

das Phänomen der Ringschweißung beobachtet, was zu einer verminderten Zug-Scherfestigkeit führte [47].

In Yang et al. [48] wurde ebenfalls der Einfluss der Elektrodenkraft und der Stromstärke auf das Deformationsverhalten und die Schweißqualität beim einseitigen Widerstandsschweißen von Blech-Hohlprofilverbindungen (Blechdicke 1,5 mm, Profildicke 2,0 mm, Profilquerschnitt 40x40 mm, Profillänge 106 mm) experimentell untersucht. Aufgrund der Erwärmung, in Kombination mit einer konzentrierten Krafteinbringung und dem fehlenden Gegenhalter, wurden erneut große Verformungen festgestellt. Neben Rissen, welche die Festigkeit beeinträchtigen, wurden Ringschweißungen detektiert. Um die resultierende Hohlprofildeformation zu ermitteln, wurde der Elektrodeneinsinkweg im Prozess analysiert. In den durchgeführten Untersuchungen wurde bei variierenden Anpresskräften und Stromstärken eine konstante Prozesszeit von 320 ms gewählt. Gute Ergebnisse (keine Spritzer, Zugscherkraft > 9 kN) konnten in einem Bereich zwischen 13,5 kA – 15,5 kA und 2,4 kN – 2,8 kN identifiziert werden. Bei der Analyse des Elektrodeneinsinkwegs konnten Spritzer anhand charakteristischer Merkmale festgestellt werden. Es wurde deutlich, dass der Prozess, trotz einer relativ großen Bauteilwandstärke von 2,0 mm, einen kleinen Arbeitsbereich aufzeigte. Weiter wurde dargestellt, dass der Linsendurchmesser, aufgrund der irregulären Schweißlinsengeometrie, teilweise nicht als Qualitätskriterium genutzt werden kann. Die deutlich sichtbare Profildeformation wurde jedoch nicht in die Qualitätsbewertung aufgenommen. Hier unterscheidet Yang et al. [48], aufgrund des fehlenden Gegenhalters, zwischen einer lokalen Deformation, also einer Verformung des Schweißbereichs, und einer globalen Deformation des Rohres. Im weiteren Verlauf der Untersuchungen wurde der Zusammenhang zwischen der Anpresskraft, der Verbindungsfestigkeit und der Deformation bei sonst konstanten Parametern aufgezeigt. Es wurde deutlich, dass die Deformation bei steigender Anpresskraft (2,0 kN – 3,0 kN) linear zunimmt. Hingegen zeigt die Verbindungsfestigkeit einen glockenförmigen Verlauf mit dem Maximum bei 2,5 kN. Gleichermaßen wurde der Einfluss der Stromstärke (11 kA – 16 kA) auf die Verbindungsfestigkeit untersucht. Bis zu einer Stromstärke von 15 kA wurde eine Erhöhung der Zugscherkraft deutlich. Ab 16 kA sinkt die Verbindungsfestigkeit jedoch ab. Grund hierfür sind Spritzer und eine zunehmende Plastifizierung des Materials infolge des erhöhten Energieeintrags. Abschließend wurde die Kraft während der Schweißzeit sowie während der Haltezeit variiert. In beiden Fällen konnte, durch eine Reduktion der Anpresskraft von 2,6 kN auf 2,2 kN, eine Erhöhung der Verbindungsfestigkeit (> 1 kN) nachgewiesen werden [48].

In Dilthey et al. [19] wurde das einseitige Widerstandspunkt- und das Buckelschweißen an weichen und hochfesten Stahlrohren (DC04, DX53, H340LA, H340X) untersucht. Hierzu wurden verzinkte sowie unverzinkte Rohre mit Wandstärken von 0,75 mm bis 2,0 mm und Durchmessern von 60 mm und 90 mm genutzt. Da die Verformung eine Änderung der Kontaktsituation hervorruft, wurden im ersten Schritt Steifigkeitsuntersuchungen an einer Zug-Druck-Prüfmaschine durchgeführt. Generell konnten höhere Bauteilsteifigkeiten bei geringeren Durchmessern und erhöhten Wandstärken festgestellt werden. Auch wurde der Einfluss des Randabstandes respektive der Probenlänge auf die Rohrsteifigkeit untersucht. Hier wurde ermittelt, dass längere Rohre erhöhte Steifigkeitswerte aufzeigten. Generell wurde ein Randabstand von mindestens 100 mm präferiert, um einen Steifigkeitsabfall zu vermeiden. Zudem wurde erneut zwischen einer lokalen und einer globalen Rohrverformung unterschieden. Die Gesamtverformung lässt sich demnach aus der Summe beider Verformungserscheinungen (lokal und global) berechnen. Um die Verformungskomponenten zu identifizieren, wurde im ersten Schritt ein elektrodenförmiger Stempel, mit einer zuvor definierten Kraft, auf das Rohr herabgesenkt und der zurückgelegte Weg gemessen. Neben der lokalen Verformung beinhaltet der hier gemessene Weg ebenso den globalen Verformungsanteil. Im zweiten Schritt wurde die Elektrodenkappe durch einen flachen Stempel ersetzt, um eine lokale Verformung weitestgehend zu vermeiden. In diesem Fall spiegelt der gemessene Weg lediglich den globalen Verformungsanteil wider, sodass die lokale Verformungskomponente errechnet werden kann. Da die lokale Verformung großen Einfluss auf die Kontaktsituation und somit auf das Schweißergebnis hat, wurden Übergangskräfte für verschiedene Wandstärken (0,75 mm – 2,0 mm) bestimmt. Diese dienten als obere Grenzwerte für die Elektrodenanpresskraft im Schweißprozess. Bei den Versuchen auf der 50-Hz-AC-Anlage konnten, bei Rohren mit einem Durchmesser von 90 mm und einer Wandstärke  $< 1,25$  mm, keine befriedigenden Ergebnisse festgestellt werden, aufgrund sehr begrenzter Schweißparameterbereiche mit Spritzern und starker Deformation. Ursache hierfür ist die limitierte Steifigkeit des Rohrs, weshalb nur geringe Elektrodenkräfte (z.B. 1,0 kN bei einem DC04-Rohr 90 x 0,75 mm) gewählt werden konnten. Dies führt zu einem unsicheren Prozess mit erhöhter Spritzerneigung, häufig schon unterhalb der unteren Prozessgrenze. Bei höheren Wandstärken ( $> 1,25$  mm) konnten hingegen fehlerfreie Schweißverbindungen, jedoch mit einem großen Elektrodeneindruck, hergestellt werden. Um ein Überhitzen der ungekühlten Rohrinneenseite zu vermeiden, wird ein möglichst gleichmäßiges Dickenverhältnis zwischen Blech und Rohr empfohlen. Bei Versuchen mit Mittelfrequenztechnik wurden u.a. Rohre mit einem Durchmesser von

60 mm und einer 2 mm Wandstärke genutzt. Die Blechdicke wurde ebenso auf 2 mm festgelegt. Es wurde sichtbar, dass große Stromstärken (11,5 kA – 13 kA) bei einer Schweißzeit von 100 ms bis 250 ms benötigt werden, um ausreichend große Punktdurchmesser zu erzielen. Eine Erhöhung der Anpresskraft von 2 kN auf 3 kN führte zu einer generellen Reduktion der Spritzerneigung und einer gleichzeitigen Vergrößerung der spritzerfreien Punktdurchmesser. Eine erhöhte Rohrdeformation konnte dabei jedoch nicht vermieden werden. Wurden verzinkte Rohre genutzt, konnte eine Verkleinerung des Parameterfeldes detektiert werden. Gründe hierfür sind die bessere Leitfähigkeit, der niedrigere Schmelzpunkt sowie die geringere Festigkeit der Zinkbeschichtung. Bei Untersuchungen an dünnwandigen Rohren (0,8 mm) konnten ebenso keine brauchbaren Prozessfenster ermittelt werden. Aufgrund der geringen Anpresskraft von 0,4 kN bis 0,5 kN und der damit einhergehenden ungenügenden Kontaktierung kam es zur Spritzerbildung sowie zu geringen Schweißpunktdurchmessern. Weiter wurden ringförmige Schweißlinsen festgestellt (Abbildung 2-7). Grund hierfür ist eine deutliche Deformation von Blech und Rohr im Prozessverlauf [19].

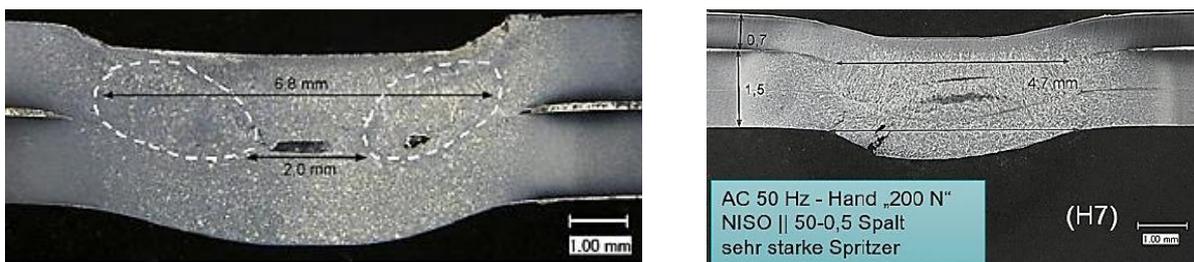


Abbildung 2-7: Darstellung typischer Ringschweißungen beim SSSW mit Profildeformation [44], [49]

In einer Untersuchung von Schiebahn [49] wurde erneut deutlich, dass bereits bei einem Hohlprofil mit einer Wandstärke von 1,5 mm (DX54, S355) eine sichtbare Profildeformation nach dem Schweißprozess zu erkennen ist (Abbildung 2-7). Ein zusätzlich eingebrachter Luftspalt führte zu einer weiteren Erhöhung der Deformationserscheinung mit einer verstärkten Rissbildung im Hohlprofil. Weiter konnte eine erhöhte Spritzerneigung durch den zusätzlichen Spalt festgestellt werden [49].

Aufbauend auf den Erkenntnissen von Dilthey et al. [19] wurde der einseitige Widerstandspunktschweißprozess in der Dissertation von Rudolf [11] weiter analysiert. Neben numerischen Untersuchungen wurde erneut das Beulverhalten der Blech-Hohlprofilverbindung thematisiert. Im Unterschied zu Dilthey et al. [19] wurde von Rudolf [11] der Blecheinfluss mitbetrachtet. Rudolf [11] untergliedert die Gesamtbeulung  $B_G$  in einen globalen Beulungsanteil  $B_G$ , einen lokalen Beulungsanteil  $B_L$  und in eine

Membranbeulung  $B_M$  (Abbildung 2–8). Um das erweiterte Deformationsmodell zu bestätigen, wurde ein spezieller Messaufbau genutzt. Bei einem 1,0 mm dicken Rohr mit einem Durchmesser von 50 mm aus dem Werkstoff S235 ( $R_{p0,2} = 392 \text{ MPa}$  bei +C) sollte beispielweise eine Kraft von 0,4 kN nicht überschritten werden, da ab hier eine erhöhte plastische Verformung sichtbar wurde [11].

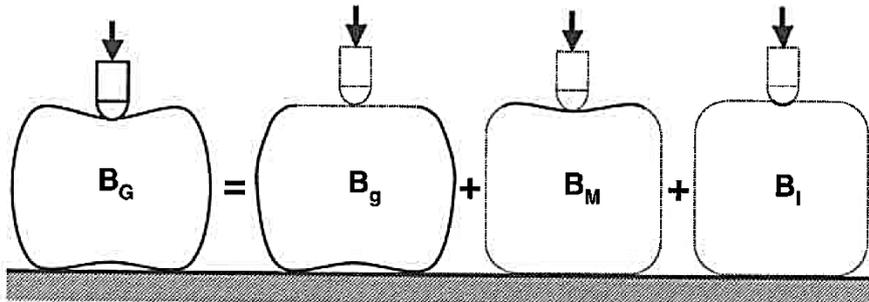


Abbildung 2–8: Radiales Beulverhalten von Blech-Hohlprofilverbindungen mit  $B_G =$  Gesamtbeulung,  $B_g =$  globale Beulung,  $B_M =$  Membranbeulung,  $B_l =$  lokale Beulung nach Rudolf [11]

Weiter wurden Schweißstrom-Zeit-Bereichsdiagramme mit einer konstanten Elektrodenkraft von 2,0 kN ermittelt. Bei einseitig geschweißten Blech-Hohlprofilverbindungen (75 mm x 75 mm x 1,65 mm) aus dem Werkstoff H420 ( $R_{p0,2} = 400 - 520 \text{ MPa}$ ) konnte eine ausreichende Schweißlinsenentstehung ab 11 kA und 500 ms nachgewiesen werden. Vergleicht man die Ergebnisse mit einer zweiseitig geschweißten Blech-Hohlprofilverbindung konnten bei identischen Randbedingungen bereits ab 7 kA i.O.-Verbindungen erzeugt werden. Da die Spritzergrenze beim einseitigen Prozess weit unterhalb der unteren Qualitätsgrenze lag, wurde die Spritzerbildung aus der Bewertung ausgeschlossen. Im Rahmen der Ergebnisanalyse wurde der Prozess der Linsenentstehung deutlich. Nach einer anfänglichen Erwärmung des Bleches entsteht bei höheren Zeiten eine torusförmige Schweißlinse mit einem nicht aufgeschmolzenen Bereich in der Mitte. Dieser Bereich vergrößert sich mit zunehmender Schweißzeit aufgrund der vorherrschenden Spannungszustände. Die Entstehung der sog. Ringschweißung konnte durch den Arbeitsflächendurchmesser der Elektrode (Kontaktgröße) begründet werden. Bei größeren Elektrodendurchmessern  $> 5 \text{ mm}$  konnten keine Vollinseln detektiert werden. Auch hier lag die Spritzergrenze deutlich unterhalb der unteren Qualitätsgrenze. Es wurde festgestellt, dass möglichst hohe Schweißströme mit vergleichsweise kurzen Schweißzeiten gewählt werden sollten, um die thermisch aktivierte lokale Beulung (lokale Warmumformung) gering zu halten. Abschließend wurde ein Modell zur Beschreibung der Schweißlinsenbildung erarbeitet. Hier wurde deutlich, dass sich die Schmelze unter geringem Kontakt (linienförmig) in Kombination mit einer geringen Beulung in der Verbindungszone ausbildet. Die

Ausbreitung erfolgt gleichmäßig bei steigender Prozesszeit in Blech- sowie Hohlprofilrichtung. Bei großflächigem Kontakt (flächenförmig) wurde die Schmelzentstehung unterhalb der Elektrode im Blech ausfindig gemacht. Weitere Zusammenhänge sind in Abbildung 2–9 erkennbar [11].

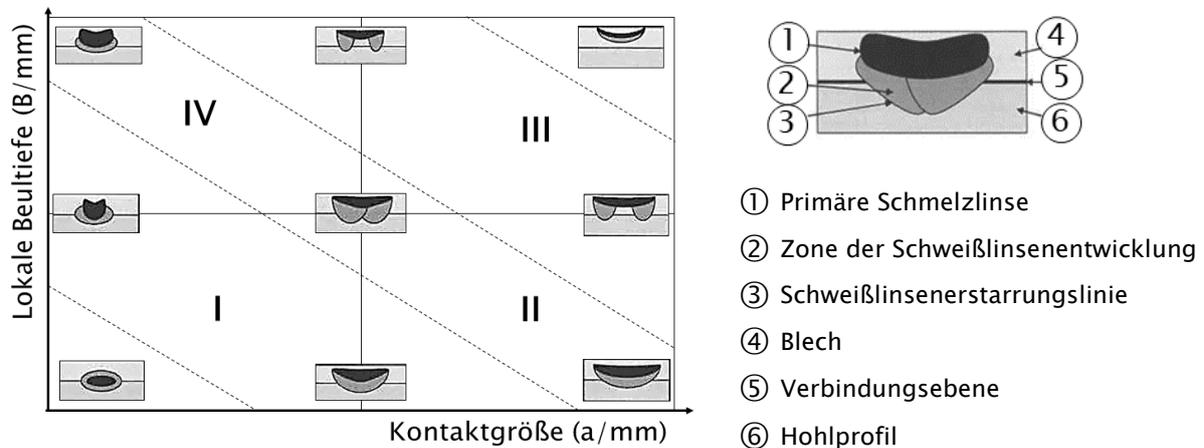


Abbildung 2–9: Modell zur Beschreibung der Schweißlinsenbildung beim SSSW in Anlehnung an [11]

In den Untersuchungen von Nishibata et al. [50], [51], [52] wurde ebenso die Linsenbildung beim einseitigen Widerstandsschweißen in Abhängigkeit der Materialkombination, der Parametrisierung und der Elektrodengeometrie analysiert. Es wurde u.a. festgestellt, dass eine Reduktion der Anpresskraft zwar zu einer Verminderung der Deformation führt, dennoch steigt gleichzeitig die Spritzerbildung zwischen Elektrode und Blech [50]. Zudem konnte in [51] ein Unterschied im Fügeresultat beim Fügen unterschiedlicher Materialien sowie unterschiedlicher Dickenverhältnisse ermittelt werden. Resümierend wurde hier festgestellt, dass Materialien mit höherem Widerstand sowie die jeweils dünnere Wandstärke der Arbeitselektrode zugewandt sein sollten, um auch bei geringeren Stromstärken ausreichend große Linsen zu erzeugen [51]. In einer weiteren Untersuchung [52] wurden die Ansätze aus [51] aufgenommen und vertieft. Hier wurde im Gegensatz zu den vorherigen Ergebnissen festgestellt, dass ein dickeres Oberblech die prozessbedingte Verformung minimiert. Durch die konstante Kontaktsituation lässt sich demnach eine prozesssichere Linse ausbilden. Ist das Trägerblech hingegen dünner, wird die Linsenbildung aufgrund der Verformung und der daraus resultierenden Absenkung der Stromdichte erschwert [52].

In Yang et al. [53] wurden Untersuchungen zum Verbinden von 1,0 mm dicken Blechen (DP600) mit zylindrischen Rohren (DP600, Durchmesser 30 mm – 70 mm) mittels einseitigem Widerstandsschweißen durchgeführt. Es wurde festgestellt, dass durch eine Erhöhung der Rohrwandstärke von 1,4 mm auf 1,8 mm bzw. einer Reduktion der

Anpresskraft generell geringere Stromstärken genutzt werden müssen, um vergleichbare Fügresultate zu erzielen. Bei steigenden Rohrdurchmessern (30 mm, 50 mm, 70 mm) mussten hingegen höhere Stromstärken genutzt werden [53].

Neben den dargestellten Untersuchungen werden in den Patentschriften [15], [16], [54], [55], [56], [57], [58] praktische Anwendungen zum Auswuchten von Gelenkwellen durch das einseitige Widerstandsschweißen beschrieben, ohne detailliert auf den Prozess einzugehen. Um Unwuchten auszugleichen, werden meist Bleche durch das einseitige Widerstandspunkt- bzw. Widerstandsbuckelschweißen appliziert. Auch hier ist die direkte Zugänglichkeit durch den Bauteilquerschnitt behindert. Im Bereich der Fügestelle kommt es zum Festigkeitsverlust des Bauteils. Grund hierfür ist sowohl ein mechanisches Beulen des Rohres als auch die Entstehung einer metallurgischen Kerbe aufgrund einer erhöhten Wärmeeinbringung. Ein vorzeitiges Versagen unter Torsionsbelastung ist die Folge [15], [16].

### 2.3 Abgrenzung des Widerstandslötens zum –schweißen

**Begriffsdefinition.** Der Lötprozess wird im Allgemeinen als thermisches sowie stoffschlüssiges Verfahren zum Fügen und Beschichten von Werkstoffen beschrieben. Im Unterschied zum Schweißen entsteht durch das Schmelzen eines Zusatzwerkstoffs bzw. Lotes (Schmelzlöten) oder mittels Diffusion an den Grenzflächen (Diffusionslöten) eine flüssige Phase, ohne dass die Liquidustemperatur  $T_{\text{Liq}}$  des Grundwerkstoffs erreicht wird [24], [31], [59]. In einer neueren Definition wird der Begriff Löten als Fügeprozess definiert, bei welchem ein geschmolzenes Lot genutzt wird, welches eine Liquidustemperatur  $T_{\text{Liq}}$  besitzt, die tiefer als die Solidustemperatur  $T_{\text{Sol}}$  der Grundwerkstoffe ist und während oder bei Ende des Aufheizens in einen engen Spalt hineingezogen (oder, falls vorab eingelegt, dort gehalten) wird [60]. Das Löten kann also als komplexer chemisch-physikalischer Prozess verstanden werden, bei welchem, durch eine Wechselwirkung zwischen geschmolzenem Zusatzwerkstoff (Lot) und festem Grundwerkstoff, eine feste Verbindung entsteht [61]. Eine Einteilung der Lötverfahren kann generell anhand verschiedenster Kriterien vorgenommen werden, wie z.B. durch die Art der Oxidbeseitigung (z.B. Löten mit Flussmittel, Löten mit Schutzgas, Löten im Vakuum), den Mechanisierungsgrad (z.B. Handlöten, teilmechanisiertes Löten, vollmechanisiertes Löten) sowie durch die Art der Lotzufuhr (z.B. Löten mit an-

gesetztem Lot, Löten mit eingelegtem Lot, Tauchlöten). Dennoch wird als Hauptunterscheidungskriterium meist die Liquidustemperatur  $T_{\text{Liq}}$  der genutzten Lotwerkstoffe verwendet (Abbildung 2-10) [59].

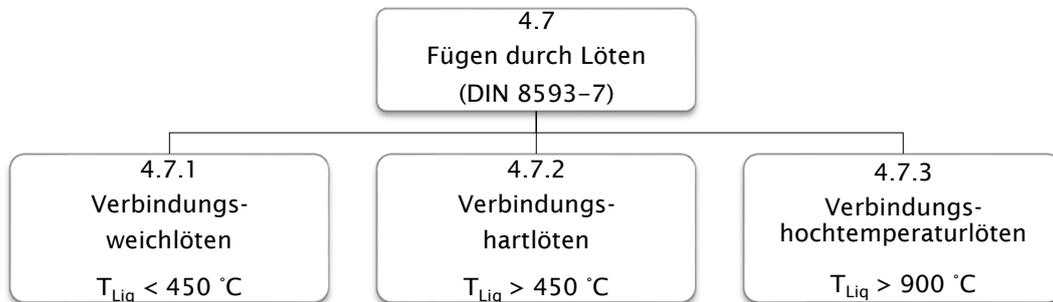


Abbildung 2-10: Einteilung der Lötverfahren gemäß DIN 8593-7 [62]

**Lotapplikation.** Im Vergleich zum Widerstandsschweißen muss für das Widerstandslöten definitionsgemäß ein Zusatzwerkstoff verwendet werden. In der Dissertation von Graul [63] werden u.a. Möglichkeiten zur Applikation des Zusatzwerkstoffs beschrieben. Abbildung 2-11 zeigt mögliche Applikationstechniken in Abhängigkeit des jeweiligen physikalisch-chemischen Grundprinzips [63].

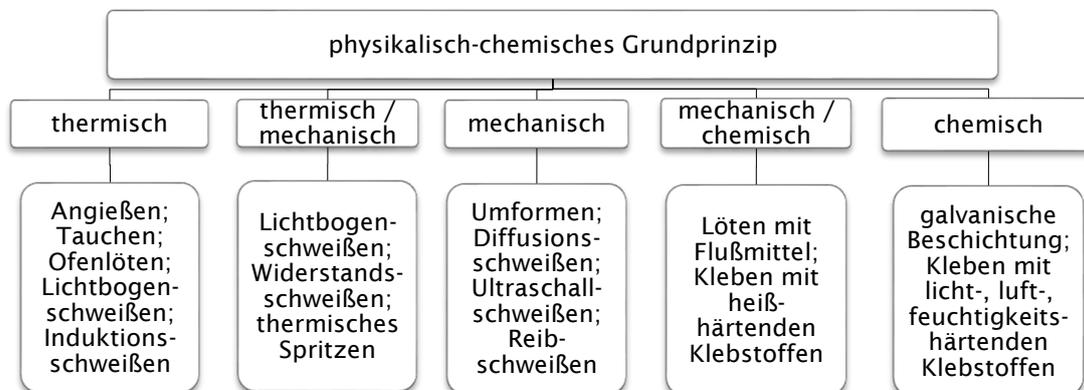


Abbildung 2-11: Applikationsmethoden auf Basis des physikalisch-chemischen Grundprinzips in Anlehnung an Graul [63]

Bei der Wahl einer Technik wurde von Graul [63] das Hauptaugenmerk auf hohe Bindungskräfte sowie auf eine Resistivität gegen korrosive Medienbelastung vor dem Fügeprozess gelegt. Mithilfe einer Nutzwertanalyse wurden verschiedene Verfahren hinsichtlich zuvor definierter Randbedingungen bewertet. Neben dem Umformen wurde die Widerstandserwärmung, das Kleben, das Plasmaspritzen, das Lichtbogenlöten, das Reibschweißen, das galvanische Beschichten, die induktive Erwärmung und

das Angießen miteinander verglichen. Resümierend wurde das Widerstandsschweißen als stoffschlüssiges Applikationsverfahren am besten bewertet [63]. Neben den bereits aufgezeigten Applikationstechniken sind weitere Belotungstechniken bekannt (z.B. Ansetzen, Deponieren, Lotbad, Beschichten) [64].

**Widerstandsschweißen mit Zusatzwerkstoff.** Als Verfahrensmodifikation zum konventionellen Widerstandsschweißen ist das Widerstandsschweißen mit Zusatzelement bekannt, um die Verbindungswertigkeit zu steigern. In ersten Untersuchungen von Graul [63] wurde hierzu ein drahtförmiger bzw. ringförmiger Zusatzwerkstoff mittels Widerstandserwärmung appliziert. Als Zusatzwerkstoff wurden u.a. ein Kupfersiliziumlot und ein Chromnickellot genutzt. Im Vergleich zum Widerstandsschweißen wurde beim Widerstandsschweißen mit ringförmigem Zusatzwerkstoff (abgekürzt: RpmZW) die 3,5-fache Stromstärke und tendenziell höhere Schweißzeiten benötigt, um eine sichere Verbindungsbildung zu generieren. Zudem wurde ein Einbrechen der Kraft während der Stromphase festgestellt. Als untere Verfahrensgrenze wurden Mischbrüche, unzureichende Verschweißungen des Zusatzwerkstoffs und zu hohe Streuungen in den Festigkeitswerten gewählt. Die obere Verfahrensgrenze war durch starke Spritzer, Poren und Risse bis zur Blechoberfläche gekennzeichnet. Eine i.O.-Verbindung besaß demnach einen symmetrischen Ausknöpf- bzw. Blechbruch mit konstant hohen Festigkeiten. Um die Verdampfungstemperatur der Zusatzwerkstoffe nicht zu erreichen, wurde in allen durchgeführten Versuchen mit einer sog. upslope, also konstant steigenden Stromstärken, geschweißt. Als Ergebnis konnten deutliche Festigkeitssteigerungen im Vergleich zum konventionellen Widerstandsschweißen nachgewiesen werden [63]. Da bei dieser Verfahrensmodifikation jedoch, neben dem Zusatzwerkstoff, auch der Grundwerkstoff aufgeschmolzen wird, ist dieses Verfahren definitionsgemäß nicht dem Widerstandslöten zuzuordnen.

**Widerstandslöten von Feinblechen.** Betrachtet man weiter die Ergebnisse der Schweißtechnischen Lehr- und Versuchsanstalt in Halle [20], [21], [22], so wurden bereits praxistaugliche Verfahren zum flussmittelfreien Widerstandspunktlöten von Feinblechen im Blechdickenbereich von 0,8 mm bis 3,0 mm mithilfe von Überlappverbindungen entwickelt. Nach dem mechanischen Einbringen des Lotwerkstoffs in eine dafür vorgesehene Kalotte, wird diese im anschließenden Prozessablauf rückver-

formt, was zu einer Druckerhöhung im Lotdepot führt. Dies begünstigt die Ausbildung hochfester Verbindungen, ohne dass dabei der Grundwerkstoff aufgeschmolzen wird. Im Vergleich zum Punktschweißen lassen sich eine geringere thermische Gefügebeeinflussung in Kombination mit einem geringeren Volumenschwund als Vorteile ableiten [20], [21], [22]. Der Prozessablauf ist in Abbildung 2-12 dargestellt [20].

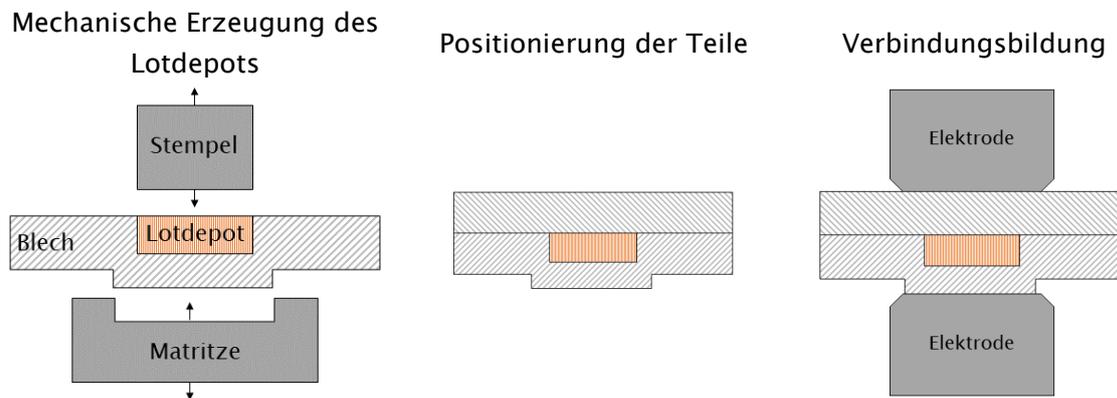


Abbildung 2-12: Prozessablauf des punktförmigen Widerstandslötens in Anlehnung an Sitte et. al [20]

Die Lotdepoterzeugung wurde in den Untersuchungen von Sitte [65] mit einer speziellen Anlagentechnik umgesetzt. Hier wird nach dem Einlegen des Bleches ein 5-stufiger Prozessablauf durchgeführt (1. Vorschub des Lotbandes, 2. Relativbewegung Stempel – Matrize, 3. Abschneiden des Lotes, 4. Verklammern des Lotes im Blech, 5. Rückhub). Ein detaillierter Einblick in die Depoterzeugung wurde jedoch nicht gegeben [65]. Um des Weiteren vergleichbare Scherzugfestigkeiten zu erreichen, die einer Punktschweißverbindung ähneln, wurde die Lotdepotgröße in Anlehnung an den Mindestlinsendurchmesser ausgelegt. In den Untersuchungen [20], [21], [22] wurde eine Lotdepotgröße von 4 mm x 4 mm gewählt. Für erste Applikationsversuche wurde eine handelsübliche AC-Widerstandspunktschweißanlage verwendet. Da die Stromkonzentration durch das Lotdepot erfolgte (vergleichbar zum Buckelschweißen), wurden zudem Elektroden mit einer großen Arbeitsfläche genutzt. Die benötigte Prozesszeit ähnelt vergleichbaren Widerstandsschweißverfahren. Dennoch müssen tendenziell höhere Prozessparameter (Kraft, Strom, Zeit) gewählt werden. Neben der mechanischen Lotdepoterzeugung wurde zudem die Lotdepoterzeugung mittels Widerstandserwärmung betrachtet. Durch eine Relativbewegung zwischen Lot- und Grundwerkstoff in der Anfangsphase des Fügeprozesses werden die Oberflächen mechanisch aktiviert, sodass sich eine Vielzahl von Werkstoffen und Werkstoffkombinationen verbinden lassen. In den Untersuchungen von Sitte et al. [20], [21] und Koppe et al. [22] wurde, aufgrund der relativ hohen Schmelztemperatur von 1083 °C, jeweils

Kupferband als Lotwerkstoff favorisiert [20], [21], [22]. Durch den thermischen Oberflächenreinigungseffekt eignen sich vor allem Lote mit hoher Arbeitstemperatur. Hingegen wurden silberhaltige Lote mit einer Arbeitstemperatur von 650 °C als ungeeignet eingestuft [20]. Bei pulverförmigen Loten wurde NiCrBSi als Zusatzwerkstoff bevorzugt (hohe Arbeitstemperatur, hoher elektrischer Widerstand) [20], [21]. Als Verfahrensvorteile lassen sich neben der Nutzung konventioneller Punktschweißmaschinen, die große Prozessstabilität bei gleichem Zeitbedarf, die geringe Oberflächenverformung der Bleche, die fehlende Nacharbeit durch einseitig glatte Oberflächen, die Verbindung unterschiedlicher Metalle sowie die erhöhten Festigkeitseigenschaften gegenüber Widerstandspunktschweißungen nennen [20], [21]. Die Verbindungseigenschaften der Widerstandspunktlötung wurden in weiterführenden Untersuchungen von Sitte et al. [66] ermittelt und mit denen beim Widerstandsschweißen verglichen. Neben ähnlichen Scherzugkräften mit geringeren Variationskoeffizienten wurden zudem um 150 % erhöhte Schwingfestigkeiten durch die Reduktion thermisch und mechanisch bedingter Kerben festgestellt. Des Weiteren wurden im Rahmen einer Prozessmodifikation ring- und linienförmige Lotdepotsenken hergestellt, wobei eine sinnvolle Möglichkeit der Lotfixierung nicht gefunden wurde [66].

In Anlehnung an die bereits beschriebenen Untersuchungen wurde weiter der Einfluss der Lotdepotgröße und des Lotwerkstoffs betrachtet. Als Versuchswerkstoffe wurden höherfeste, verzinkte Feinbleche mit einer Blechdicke von 1 mm genutzt. Mit einer Lotdepotgröße von 5 mm x 5 mm wurden entsprechend dem Punktschweißen vergleichbare maximale Bruchenergien erzielt. Bei einer Vergrößerung des Lotdepots auf 9 mm x 9 mm wurde vor allem bei den höherfesten Werkstoffen (HT700, HT800) eine Erhöhung der Bruchenergie um ca. 30 % bis 40 % im Vergleich zum 5 mm x 5 mm großen Lotdepot ermittelt. Weiter wurden alternative Lotwerkstoffe mit erhöhter Zugfestigkeit  $R_m$  untersucht. Neben Cu ( $R_m = 150 \text{ N/mm}^2$ ) wurde CuSn6 ( $R_m = 334 \text{ N/mm}^2$ ), CuSi3 ( $R_m = 350 \text{ N/mm}^2$ ) und CuSn12 ( $R_m = 392 \text{ N/mm}^2$ ) als Lot verwendet. Trotz höherer Lotfestigkeit wurde eine Reduktion der Scherzugkraft um etwa 10 % ermittelt. Um also höhere Verbindungsfestigkeiten zu erzeugen, wurde die Erhöhung der Lotdepotgröße empfohlen. Eine Variation der Kupferlegierung wurde als nicht zielführend eingeschätzt [67].

In der Patentschrift von Pullen et al. [16] wird weiter ein Verfahren beschrieben, um Wuchtgewichte an einer Hohlwelle zu fixieren. Ziel ist es, mechanische und thermische Schädigungen, welche durch das Widerstandsschweißen hervorgerufen werden,

zu minimieren, um besonders leichte und hoch belastbare Antriebswellen für Kraftfahrzeuge herzustellen. Um dies umzusetzen, sollen die zum Auswuchten notwendigen Wuchtbleche mittels eines Lötverfahrens auf eine definierte Stelle einer Hohlwelle appliziert werden. Durch die geringere Fügetemperatur beim Löten, im Vergleich zum Widerstandsschweißen, wird eine lokale Aufhärtung des Hohlwellengefüges vermieden. Zudem wird die Gefahr der Rissbildung durch Schrumpfspannungen reduziert. Als Zusatzwerkstoffe werden Zinn- oder Zinkbasislote als Folien oder Pulver empfohlen. Um Korrosion durch Flussmittelrückstände zu vermeiden, sollte ein flussmittelfreier Fügeprozess angestrebt werden. Weiter wird ein vorgelagerter Schleifprozess zur Oberflächenvorbereitung der Hohlwelle vorgeschlagen. Aussagen zur maximalen Verbindungsfestigkeit werden jedoch nicht getroffen [16]. Zudem sind weitere patentierte Verfahren zur Herstellung von Nockenwellen bekannt. In den Patentschriften [68], [69], [70], [71] werden jeweils Verfahren beschrieben, um Nocke und Welle mittels Löten zu fügen, wobei nur in Isaacs et al. [68] der Fokus auf die Widerstandserwärmung gelegt wurde.

#### Widerstandslöten von zinkbeschichtetem Stahl.

In Wilden et al. [72] wurde die Eignung verschiedener Zinklegierungen (Zn, ZnAl<sub>2</sub>, ZnAl<sub>4</sub> und ZnAl<sub>15</sub>) zum Widerstandspunktlöten von zinkbeschichtetem Stahl untersucht, um die Verdampfung der Zinkschicht durch zu hohe Fügetemperaturen zu reduzieren. Hierzu wurden die gewählten Lotwerkstoffe als Folie mit einer Dicke von 0,1 mm und einem Durchmesser von 6 mm ( $> 4 \cdot \sqrt{h}$ ) zwischen beiden Blechen (Überlappstoß) eingebracht. Der Versuchsaufbau sowie ein Schlibfbild sind in Abbildung 2-13 dargestellt [72].

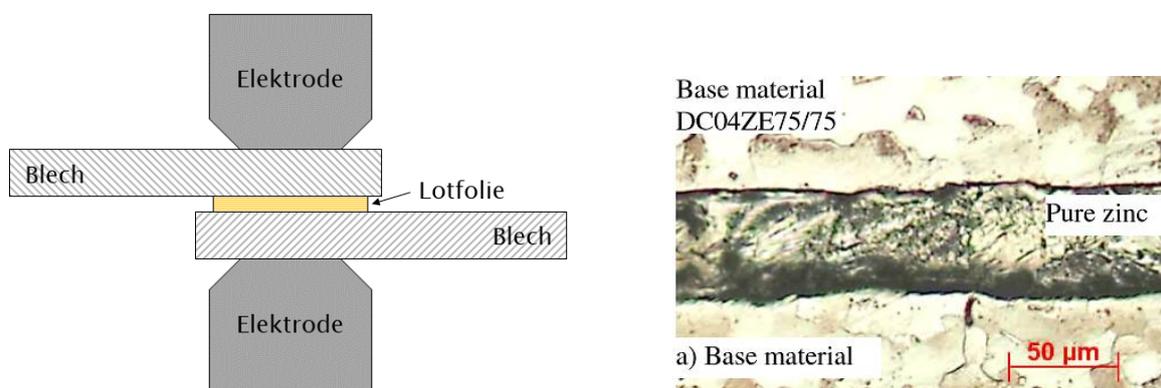


Abbildung 2-13: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus in Anlehnung an Wilden et al. [72] (links); Verbindungszone zwischen Lot und Grundwerkstoff (rechts) [72]

Ein hoher Übergangswiderstand zwischen der Zinkschicht und dem Lotmaterial begünstigte eine schnelle Erwärmung des Lotes. Alle Versuche wurden mit einer konstanten Zeit von 200 ms durchgeführt. Generell wurden gute Verbindungseigenschaften zum Grundwerkstoff festgestellt, sodass auf eine allgemeine Löteignung von Zinklegierungen als Lotwerkstoff geschlossen wurde. Auch wurde lediglich ein Schichtdickenverlust von ca. 30 % der Zinkschicht bestimmt. Vergleicht man jedoch die Verbindungsfestigkeit mit konventionellen Widerstandspunktschweißverfahren, so ist diese generell geringer einzustufen [72].

### **Widerstandslöten ungleicher Materialien.**

Durch die minimale Wärmeeinbringung beim Lötprozess wird auch das Verbinden von ungleichen Materialien ermöglicht. In Burca et al. [73] wurden Untersuchungen zum Fügen von Carbidplatten auf Metall mit der amorphen Lotlegierung Fe-Ni-Cr-P-B in Folienform durchgeführt. Als Ergebnis konnte eine gute Verbindung ohne Veränderung der Carbidstruktur erzielt werden [73]. Weiter wurden in Choi et al. [74] Untersuchungen zum Widerstandspunktlöten von Aluminiumblechen (EN AW-6061) mit kohlenstoffarmen Stahlblechen durchgeführt. Hier kommt es, aufgrund der Ungleichheit der Metalle, zur Bildung einer IMC-Schicht (IMC = intermetallic compound), welche aufgrund ihres spröden Verhaltens die mechanischen Eigenschaften verschlechtert. Das Lot AlSi12 wurde in Pastenform oder auch als Bandmaterial mit einer Dicke von 0,7 mm (+ Flussmittel) als Zusatzwerkstoff verwendet. Trotz einer ungenügenden Verbindungsfestigkeit konnte eine Interaktion zwischen dem Zusatzwerkstoff und dem Stahlsubstrat ermittelt werden [74]. In Ali et al. [75] wurde das Widerstandslöten einer weiteren hybriden Werkstoffkombination untersucht. Hierzu wurde ein Stahlblech (DC03) mit einer Dicke von 1 mm mit einem 3 mm dicken Messingblech (Cu60Zn) mittels des Silberlotes Castolin© 1802 ( $T_{\text{Sol}} = 550 \text{ °C}$ ) in Folienform ( $h = 0,25 \text{ mm}$ ) unter Zuhilfenahme von Flussmittel verbunden. Das Silberlot fungiert somit als Zwischenschicht, welche eine gute Löslichkeit zu beiden Fügepartnern aufweist [75]. Weiter wurden in Miyazawa et al. [76] Untersuchungen zum Verbinden von Kupfer und Aluminium durch das Widerstandslöten durchgeführt. Um dem geringen elektrischen Widerstand, respektive der hohen elektrischen Leitfähigkeit dieser Werkstoffe entgegenzuwirken, wurde zwischen den Elektroden und den Fügekomponenten eine Deckschicht aus einer Stahlliegierung positioniert. Als Ergebnis konnte die Wärmeableitung über die Elektrode reduziert werden. Ebenso diente die Stahlschicht als zusätzliche Wärmequelle [76].

**Hybride Fügeverfahren auf Basis des Widerstandslötens.**

Um auf die immer höheren Anforderungen zu reagieren, wurden für spezielle Anwendungen hybride Fügeverfahren auf Basis des Widerstandslötens entwickelt. In Sitte et al. [66] wurden erste Untersuchungen zum Punktlöt-Kleben, als Alternative zum Punktschweiß-Kleben, durchgeführt. Ziel war es, die thermisch bedingte Klebstoffschädigung im Fügebereich zu reduzieren. Hierzu wurden sechs heißhärtende Klebstoffe zum Verbinden von verzinkten Blechen (DX51+Z100) mit einer Dicke von 1,0 mm genauer betrachtet. Im ersten Schritt wurde erneut ein 5 x 5 mm großes Lotdepot aus einem 0,5 mm dicken Kupferband eingebracht. Im weiteren Verlauf wurde Klebstoff auf die Überlappfläche appliziert und die Lötversuche auf einer Wechselstrom-Punktschweißmaschine durchgeführt. Eine Reduktion der Spritzerneigung konnte durch einen zusätzlichen Vorwärmestrom sowie durch einen Stromanstieg vermieden werden. Als Ergebnis wurde eine statische Festigkeitssteigerung von bis zu 250 % gegenüber einer Punktlötung festgestellt. Zudem erreichten die Schwingfestigkeiten einer solchen Verbindung das Niveau einer Klebeverbindung [66], [77], [78].

Um eine minimale thermische Beeinflussung der Grundwerkstoffeigenschaften zu ermöglichen, bei gleichzeitig optimalen Verbindungseigenschaften, wurde in den Untersuchungen von Wielage et al. [79], [80], [81] das flussmittelfreie Ultraschallwiderstandslöten von thermisch sensiblen aluminiumbasierten Verbundwerkstoffen analysiert. Durch das Einleiten von Ultraschall wird die Zerreißfestigkeit der Lotschmelze überschritten, was zur Bildung von Kavitationsblasen führt. Erreichen diese einen kritischen Durchmesser, kommt es aufgrund von asymmetrischen Implosionen zur Bildung eines sog. Microjets mit Druckspitzen bis zu 1000 bar. Dieser zerstört die vorherrschende Aluminiumoxidschicht, sodass auf Flussmittel verzichtet werden kann [79], [80], [81].

## 2.4 Simulation thermischer Fügeverfahren

**Vorteile einer numerisch unterstützen Prozessentwicklung.** Da in der industriellen Prozesslandschaft sowohl die Entwicklung von neuen Produkten als auch die Optimierung von Prozessen stark von individuellem Wissen und Erfahrungswerten des einzelnen Mitarbeiters abhängen, ist die Verwendung einer Simulation hilfreich [82]. Unter dem Begriff Simulation versteht man im Allgemeinen eine Problemlösemethode mit dem Ziel, Erkenntnisse über dynamische Systeme mithilfe von experimentierbaren Modellen zu generieren, die auf die Realität übertragbar sind [83]. Ausgangspunkte eines jeden technischen Berechnungsmodells sind die vorherrschenden Gleichungssysteme zur Beschreibung der auftretenden physikalischen Phänomene während des jeweiligen Prozesses [84]. Durch ein geeignetes Simulationsmodell lassen sich somit meist größere „trail and error“-Versuchsreihen, mit anschließender zerstörender Prüfung, auf ein Minimum reduzieren, was zu einer Einsparung von Versuchskosten führt. Somit verkürzt sich weiter die bei Neuprodukten notwendige Erprobungsphase, was aufgrund einer verkürzten „time-to-market“-Zeit zu einem Wettbewerbsvorteil führen kann [34]. Weitere Vorteile sind die Reduktion der Prototypenzahl, die Einsparung von Kosten, die Förderung von Produktinnovationen sowie das Vertiefen des Produktverständnisses [82]. Da numerische Untersuchungen zum Widerstandslöten nicht bekannt sind und die Wirkmechanismen des Widerstandsschweißprozesses dem Widerstandslöten am meisten ähneln, soll im Folgenden die Schweißprozesssimulation genauer betrachtet werden.

**Grundlagen der Schweißprozesssimulation.** Um komplexe Fügeverfahren realitätsgetreu darzustellen, muss der Gesamtprozess in miteinander gekoppelte Einzelprozesse untergliedert werden. Im Falle der Schweißsimulation hat sich eine Unterteilung in drei Teilbereiche bewährt [85]. Gemäß Radaj [86] kann die Schweißsimulation in die Prozesssimulation, die Struktursimulation und die Werkstoffsimulation aufgegliedert werden (Abbildung 2-14) [85], [86]. Die Prozesssimulation, als erster Baustein, beinhaltet generell alle Phänomene, die den Schweißprozess direkt beeinflussen. Zielgrößen sind u.a. die Schmelzgeometrie, die Prozesswirkungsgrade und die Prozessstabilität. Mithilfe der Struktursimulation werden weiter (u.a. aufgrund thermischer und mechanischer Belastungen) entstehende Eigenspannungen und Verzüge bzw. Verformungen bestimmt, um die strukturellen und funktionellen Eigenschaften des Bauteils nach dem Schweißprozess zu ermitteln. Der dritte Bereich, die

Werkstoffsimulation, hat zum Ziel, den Gefügestand, die sich auszubildende Härte sowie die Heiß- und Kaltrissneigung zu bestimmen. Um den Schweißprozess vollumfänglich abzubilden, ist eine Kopplung der drei Teilsimulationen sinnvoll [85]. Als Beispiel ist die aus der Prozesssimulation ermittelte Prozesswärme eine wichtige Eingangsgröße der Struktursimulation. Werden Eingangsgrößen durch experimentelle Versuche gewonnen, ist ebenso eine ungekoppelte Behandlung von nur einer Teilsimulation zulässig [84].

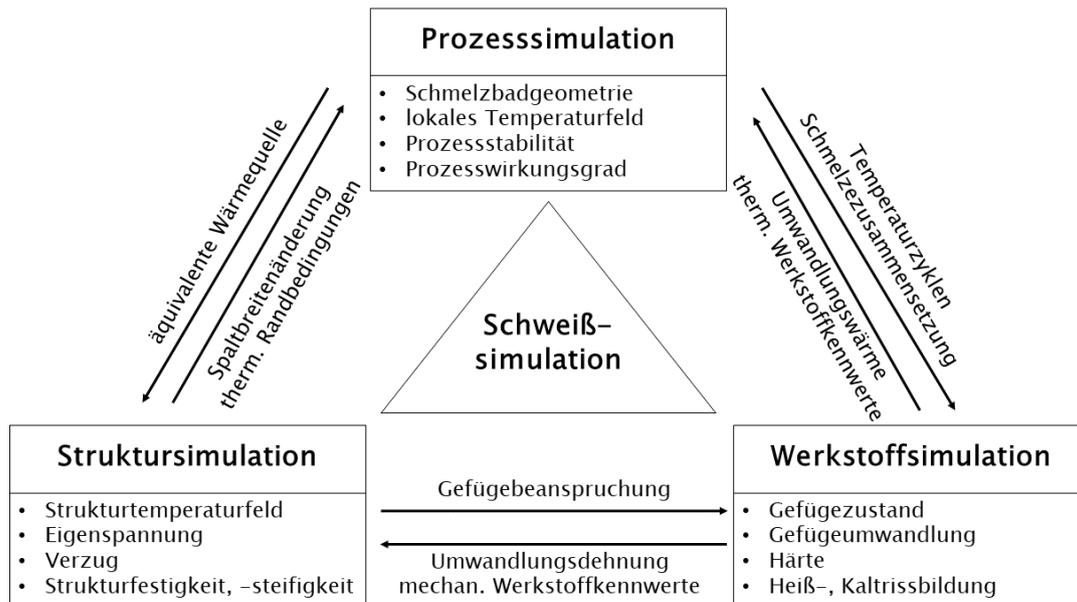


Abbildung 2-14: Darstellung der gekoppelten Einzelsimulationen nach Radaj [86]

Je nach Anwendungsfall und Zielstellung ist die Wahl eines geeigneten Simulationsmodells entscheidend. Bekannte Softwareprodukte zur Schweißprozesssimulation sind u.a. MAGSIM und TSIM (Lichtbogenschweißen), DB-LASIM (Laserschweißen) [87], virtuaRFW (Reibschweißen) [88] sowie SPOTSIM, SORPAS, ANSYS und SYSWELD [34], [89] zum Widerstandspunktschweißen [85]. Im Folgenden soll der Fokus auf die Simulation des Widerstandsschweißprozesses gelegt werden.

### Simulation des konventionellen Widerstandsschweißens.

In den Untersuchungen von Nied [89] wurde mithilfe von ANSYS ein achssymmetrisches Modell entwickelt, um das Widerstandsschweißen zu simulieren. Durch experimentelle Versuche konnte die Abbildungsgüte des Simulationsmodells aufgezeigt werden [89]. Ebenso wurde in Tsai et al. [90] ein Modell in ANSYS aufgebaut, um die Schweißlinsenentstehung in Abhängigkeit der Blechdicke zu ermitteln. Ein weiteres Anwendungsbeispiel

wird in Chang et al. [91] dargestellt. Hier wurde in ANSYS ein gekoppeltes mechanisch-thermisch-elektrisches Simulationsmodell aufgebaut, um das Widerstandsschweißen im Blechdickenbereich von 0,2 mm bis 0,5 mm zu analysieren. In der Dissertation von Graul [63] wurde weiter ein Modell zum Widerstandsschweißen mit Zusatzwerkstoff mittels SORPAS erstellt. Mithilfe verschiedener Validierungsschleifen wurde auch hier die Abbildungsgüte der Simulation bewiesen, um im weiteren Verlauf definierte Prozesseinflussgrößen numerisch zu untersuchen [63].

**Simulation des einseitigen Widerstandsschweißens.** Betrachtet man weiter das einseitige Widerstandspunktschweißen von Blech-Hohlprofilverbindungen, so wurden u.a. in Liang et al. [13] numerische Untersuchungen durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde in ANSYS ein achssymmetrisches FEM-Modell aufgebaut. Auch in diesem Anwendungsfall wurde ein verknüpftes elektrisch-thermisch-mechanisches Modell gewählt, um den Einfluss der Kontaktsituation auf die Schweißung zu untersuchen. Im Vergleich zum klassischen Widerstandspunktschweißen wurde beim SSSW eine erhöhte plastische Verformung und ein instabiler Kontaktbereich über den Prozessverlauf detektiert. Zudem werden generell höhere Stromstärken und längere Schweißzeiten benötigt. Durch eine Verringerung der Elektrodenkraft während der Schweißzeit lässt sich die Kontaktsituation verändern, was zu einer Erhöhung der Schweißqualität führt (Erhöhung der Verbindungsfestigkeit und Reduktion von Verformungen) [13]. Weiterführende numerische Untersuchungen zum Kräfteinfluss beim einseitigen Widerstandspunktschweißen wurden in Li et al. [47] durchgeführt. Hier wurde festgestellt, dass ein optimales Verhältnis der Kräfte während des Prozesses ( $F_{\text{squeeze}} > F_{\text{weld}} > F_{\text{hold}}$ ) zu einer Erhöhung der Verbindungsfestigkeit, zu einer Reduktion von Deformationserscheinungen sowie zu einer Vergrößerung des Schweißbereichsdiagramms führt [47]. Eine mitunter bekannte und für den Endnutzer ausgelegte FEM Simulationssoftware namens SORPAS (= simulation of resistance projection and spot welding processes) der Firma SWANTEC wird in verschiedenen Veröffentlichungen von Zhang et al. [34], [35], [92] vorgestellt. In Kim et al. [93] wurden simulative Untersuchungen zum einseitigen Widerstandsschweißen mithilfe von SORPAS durchgeführt. Auch hier wurde ein vereinfachtes achssymmetrisches Modell aufgebaut, um u.a. den Einfluss der Elektrodenkappengeometrie auf den Widerstandsschweißprozess zu analysieren. Zudem wurde ein zweidimensionales Prozessfenster (Stromstärke, Zeit) bei einer konstanten Anpresskraft ermittelt [93]. Die Übertragbarkeit der simulierten Ergebnisse

auf experimentell erstellte Prüflinge ist aufgrund der starken Vereinfachung jedoch in Frage zu stellen.

In Nielsen et al. [12] wurden numerische Untersuchungen zum einseitigen Widerstandsschweißen von Blech-Rohrverbindungen mittels *SORPAS 3D* durchgeführt (Abbildung 2-15). Hierzu wurden insgesamt zehn verschiedene Parametervariationen simuliert. Eine hohe Kraft führte, aufgrund einer vergrößerten Kontaktfläche bei sonst konstanten Parametern, zu kleineren Schweißlinsen sowie zu einer erhöhten Rohrdeformation. Ist jedoch die Anpresskraft zu gering, konnten Spritzer zwischen der Elektrode und dem Blech nachgewiesen werden [12].

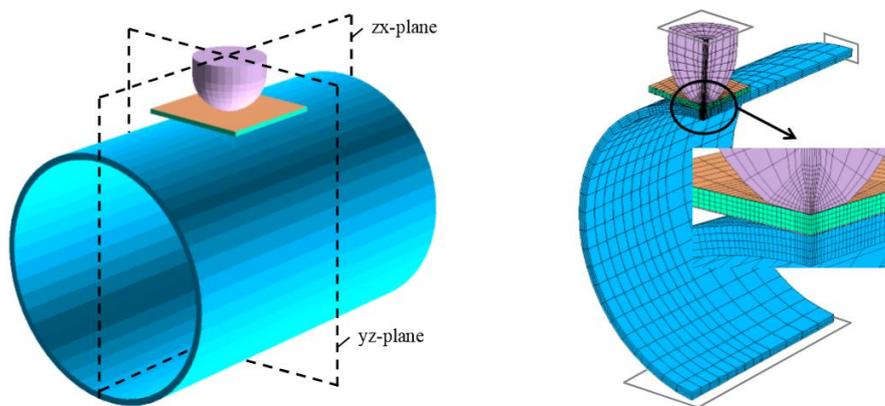


Abbildung 2-15: Numerisches 3D-Modell zum einseitigen Widerstandsschweißen in *SORPAS 3D* [12]

In der Dissertation von Rudolf [11] wurden ebenfalls numerische Untersuchungen zum Widerstandsschweißen von Blech-Hohlprofilverbindungen durchgeführt. Hier wurde das Simulationsprogramm *SORPAS 2D* gewählt. Trotz der faktisch besseren Abbildungsgüte wurde sich während der Modellerstellung gegen die Modellart „Blockmodell“ entschieden. Grund hierfür ist eine von der Realität abweichende hohe Rohrdeformation bereits bei geringen Stromstärken. Das achssymmetrische Rotationsmodell lieferte hingegen auch bei längeren Schweißzeiten realitätsnahe Ergebnisse. Im weiteren Verlauf wurden numerische Untersuchungen durchgeführt, um den Einfluss ausgewählter Größen auf den Widerstandsschweißprozess zu detektieren [11].

## 2.5 Bewertung der Literatur und Ableitung des Forschungsbedarfs

**Defizite und Potentiale des einseitigen Widerstandsschweißens.** Aus den im Stand der Technik dargestellten bisherigen Untersuchungen und Erkenntnissen, werden u.a. die Defizite beim einseitigen Widerstandsschweißen deutlich. Zum einen kommt es durch den fehlenden Gegenhalter in der Rohr- bzw. Hohlprofilinnenseite zur mechanisch und thermisch aktivierten plastischen Deformation während des Prozesses (lokale und globale Beulung) [11], [13], [15], [16], [19], [48], [53]. Zum anderen unterliegt der SSSW-Prozess einer sensiblen Prozessauslegung hinsichtlich der zu wählenden Anpresskraft und Stromstärke [12], [47]. Bei zu geringen Anpresskräften kommt es zur Spritzerbildung im Prozess [12], [19], [47], [48], wobei die Spritzergrenze teilweise unterhalb der unteren Qualitätsgrenze (Mindestlinsendurchmesser) liegt [11]. Eine geänderte Wärmeableitung führt weiter zu einer gekrümmten Erstarrungslinie im Vergleich zum konventionellen Widerstandsschweißen. Zudem kommt es, aufgrund des charakteristischen Verformungsprozesses durch den fehlenden Elektrodengegenhalter, zu einer erhöhten Lunckerneigung in der Schweißlinse [44]. Weiter führt das Fehlen der Gegenlage zu einer lokalen Beulung des Bleches um den Elektrodenradius, was zu einer geänderten Kontaktsituation und somit zu geänderten Stromdichte- und Widerstandsverhältnissen führt [44]. Sog. Ringschweißungen, also geometrisch nicht geschlossene Schweißlinsen, sind das Ergebnis [11], [19], [44], [48], [53]. Auf Grund der reduzierten Querschnittsfläche wurden in den Untersuchungen von Schiebahn [44] ebenso reduzierte Bruchkräfte ermittelt. Generell begrenzt die Hohlprofilsteifigkeit maßbeglich das Prozessfenster, sodass in den Untersuchungen von Dilthey et al. [19] und Schiebahn [49] keine deformationsfreien Schweißungen bei Wandstärken  $< 1,5$  mm realisiert werden konnten [19], [49]. Zuletzt führten der hohe Wärmeeintrag und die damit verbundenen thermischen und mechanischen Bauteilbelastungen zu einer deutlichen Reduktion der Schwingfestigkeit des gefügten Bauteils [15], [16].

Weiter lassen sich aus dem Stand der Technik Ansatzpunkte zur Prozessoptimierung ableiten. Erste Untersuchungen zeigten, dass sich der Elektrodeneinsinkweg zur Identifikation von Deformationen und Spritzern eignet [48]. Darüber hinaus konnte eine Erhöhung der Verbindungsfestigkeit durch eine gezielte Variation der Anpresskraft im Prozessverlauf erzielt werden [48]. Wird die Anpresskraft beim einseitigen Widerstandsschweißen gesteigert, sinkt zudem die Spritzerwahrscheinlichkeit im Prozess

[19]. Ergänzend lässt sich das Prozessverständnis beim einseitigen Widerstandsschweißen mithilfe von validen Simulationsmodellen erhöhen [11], [12], [13], [34], [35], [47], [63], [89], [90], [91], [93].

**Vorteile des Widerstandslötens.** Betrachtet man die dargestellten Untersuchungen zum Widerstandslöten von Blech-Blechverbindungen, so lassen sich Vorteile gegenüber dem konventionellen Widerstandsschweißen erkennen. Generell konnte eine geringere thermische Gefügebeeinflussung in Kombination mit einem geringeren Volumenschwund im Vergleich zum Widerstandsschweißen ermittelt werden [20], [21], [22]. Zudem zeigte der Widerstandslötprozess eine ebenso hohe Prozessstabilität [20], [21]. Trotz einer geringeren Oberflächenschädigung der Bleche [20], [21] konnten zum Widerstandsschweißen vergleichbare Verbindungsfestigkeiten ermittelt werden [66]. Eine Erhöhung der Schwingfestigkeiten um 150 % [66], durch die Reduktion thermisch und mechanisch bedingter Kerben [16], [66], wurde als weiterer Vorteil festgestellt. Mit dem Lotwerkstoff Kupfer wurden generell gute Ergebnisse erzielt [20], [21], [22], [66], [67], [94], [95], [96], [97]. Trotz der besseren mechanischen Eigenschaften alternativer Kupferlegierungen konnte keine gesteigerte Verbindungsfestigkeit festgestellt werden, sodass reines Kupfer am besten bewertet wurde [67].

**Ableitung des Forschungsbedarfs.** Bei Betrachtung der zuvor beschriebenen Punkte liegt die Schlussfolgerung nahe, die erwiesenen Vorteile des Widerstandslötens zu nutzen, um die Defizite beim einseitigen Widerstandsschweißen zu minimieren. Demnach soll bewiesen werden, dass sich durch die geringere thermische und mechanische Belastung der Bauteile beim Widerstandslöten ungewollte Deformationsmechanismen beim Verbinden von Blechen mit Hohlprofilen bzw. Rohren vermeiden lassen. Die spezielle Kontaktsituation, welche beim einseitigen Widerstandsschweißen zur Bildung einer Ringschweißung führt, soll gezielt ausgenutzt werden, um das Lot definiert zu erwärmen. Ziel ist es somit, die durch die Hohlprofilsteifigkeit entstehende Prozessgrenze beim einseitigen Widerstandsschweißen zu erweitern, um auch dünnwandige Bauteile mit Wandstärken  $< 1,5$  mm prozesssicher und deformationsfrei zu fügen. Eine Erhöhung der Schwingfestigkeit wird ebenso erwartet. Betrachtet man den Stand der Technik, liegen bereits viele Untersuchungen zum Widerstandslöten von blechartigen Verbindungen vor. Ansatzpunkte zum einseitigen Widerstandslöten von Blech-Hohlprofilverbindungen fehlen bisher jedoch gänzlich. Um

diese Lücke zu schließen, soll in der zugrundeliegenden Arbeit ein Verfahrensansatz auf Basis des Widerstandslötprozesses entwickelt werden, der eine thermisch und mechanisch minimalinvasive Verfahrensalternative zum einseitigen Widerstandsschweißen darstellt. In Anlehnung an spätere Anwendungsgebiete (Karosserie, Antriebswelle), sollen dafür relevante Stahlgüten und Bauteilgeometrien betrachtet werden. Folgende Arbeitsschritte lassen sich demnach ableiten:

**1. Definition einer geeigneten Fügestrategie:** Da es sich beim einseitigen Widerstandslöten um einen 2-stufigen Prozess handelt, ist neben der Definition einer geeigneten Fügeeteilgeometrie (in Anlehnung an das spätere Anwendungsgebiet) ebenso die Art und Weise der Lotapplikation von großer Bedeutung. Erste Ansatzpunkte sind bereits aus der Literatur bekannt. Über eine geeignete Lotapplikationsmethode soll der Strompfad gezielt so eingestellt werden, dass die Loterwärmung in Folge der Kontaktsituation im ersten Schritt indirekt über die Blecherwärmung realisiert wird. Ziel ist es, das Rohr möglichst minimal zu erwärmen, sodass eine thermisch aktivierte plastische Deformation im Prozess weitestgehend vermieden werden kann. Als Ergebnis des ersten Arbeitspakets lassen sich somit die Versuchskörper und Versuchsrandbedingungen der zugrundeliegenden Arbeit ableiten.

**2. Entwicklung eines numerischen Prozessmodells:** Um detailliertes Prozessverständnis zu generieren, ist die Nutzung eines validen Simulationsmodells hilfreich. Im Stand der Technik wurden bereits unterschiedliche numerische Modelle zum einseitigen Widerstandsschweißen diskutiert. Demnach soll in der zugrundeliegenden Arbeit ebenso ein geeignetes numerisches Modell zum einseitigen Widerstandslöten, gemäß der zuvor ermittelten Fügestrategie, aufgebaut werden. Um die Abbildungsgüte des erstellten Simulationsmodells sicherzustellen, ist weiter eine mehrstufige experimentelle Modellvalidierung notwendig.

**3. Analyse des Prozessverlaufs:** Um den theoretischen Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen zu ermitteln, soll, mithilfe von numerischen und experimentellen Untersuchungen, der Erwärmungsprozess vergleichend analysiert werden. Da es sich um einen Lötprozess handelt, steht weiter die Verbindungsbildung im Fokus der Untersuchung. Neben der Charakterisierung der entstehenden Bruchfläche, soll eine metallografische Verbin-

dungscharakterisierung erfolgen. Um zuletzt zu prüfen, inwieweit der Elektroden-einsinkweg als Prozesskontrollkriterium nutzbar ist, wurden, in Anlehnung an die im Stand der Technik beschriebenen Ansatzpunkte, weiterführende Untersuchungen durchgeführt. Aus den Ergebnissen und Erkenntnissen der Prozessverlaufsanalyse lassen sich in Anlehnung an bekannte Normen zum Widerstandsschweißen, Qualitätskriterien für eine bauteilunabhängige Prozessbewertung ableiten.

**4. Prozessvergleich an dünnwandigen Rohren:** Aus der Literatur ist bekannt, dass der einseitige Widerstandsschweißprozess bei Wandstärken von  $< 1,5$  mm an seine Grenzen stößt. Grund hierfür sind lokale Deformationserscheinungen in Folge einer hohen thermischen prozessbedingten Bauteilbelastung. Um den theoretischen Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen zu prüfen, soll ein Prozessvergleich an dünnwandigen Rohren durchgeführt werden. Ein erster Ansatz zur Abstraktion der Ergebnisse auf andere Geometrien soll zudem diskutiert werden.

**5. Ermittlung von Auslegungskriterien:** Um den Einfluss verschiedenster Prozessstellgrößen zu untersuchen, ist die Durchführung von numerischen und experimentellen Untersuchungen sinnvoll. Neben dem im Stand der Technik beschriebenen positiven Einfluss einer erhöhten Anpresskraft, sollen geometrische Kenngrößen (Elektrode, Blech, Rohr, Lotapplikation) gezielt variiert werden. Eine Zusammenfassung relevanter Prozessauslegungskriterien soll als Ergebnis die anwenderorientierte Nutzung des neuartigen Prozesses sicherstellen.

**6. Praktisches Anwendungsbeispiel:** Abschließend soll der Vorteil des einseitigen Widerstandslötprozesses im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen am Praxisbeispiel der Gelenkwellenfertigung aufgezeigt werden. Demonstratorwellen dienen als Versuchskörper. Mithilfe von prozessabhängigen Wöhlerkurven, als Ergebnis dynamischer Torsionsversuche, lässt sich das Potential ableiten.

## 3 Fügestrategie und Versuchsrandbedingungen

### 3.1 Herleitung einer Fügestrategie

Um die zuvor definierte Aufgabenstellung erfolgreich umsetzen zu können, soll im ersten Schritt eine möglichst optimale Fügestrategie abgeleitet werden. Da es sich beim einseitigen Widerstandslöten um einen 2-stufigen Fügeprozess handelt, ist neben der Fügepartiegeometrie und der damit einhergehenden Kontaktsituation ebenso die Art der Lotapplikation von entscheidender Bedeutung.

**Fügepartiegeometrie.** Aus dem Stand der Technik sind generell zwei Prozessmodifikationen des einseitigen Widerstandsschweißens bekannt. Neben dem Fügen von Hohlprofilen mit Blechen wurden ebenso Rohr-Blechverbindungen untersucht. Als Unterscheidungskriterium galt hierbei die jeweilige Kontaktart. Beim Verbinden von Blechen mit Rohren wurde während der Vorhaltezeit ein Linienkontakt zwischen den Fügepartnern festgestellt. Dieser ändert sich geometrieabhängig während der Schweißzeit. Hingegen kann eine flächenförmige Kontaktsituation bei Blech-Hohlprofilverbindungen ermittelt werden [11]. Abbildung 3-1 zeigt beide Varianten.

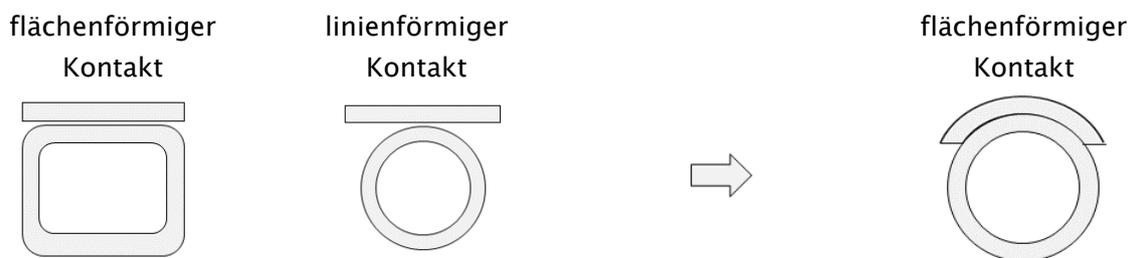


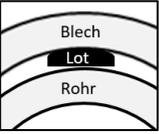
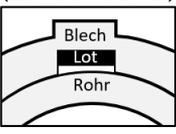
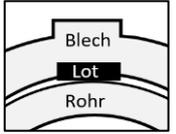
Abbildung 3-1: Unterscheidung zwischen linienförmigem und flächenförmigem Kontakt gemäß Rudolf [11] und Definition einer geeigneten Fügepartiegeometrie

Betrachtet man das praktische Anwendungsfeld des Verfahrens, so sind neben dem Karosseriebau u.a. Anwendungen im Bereich der Längswellenfertigung bekannt. Hier werden Bleche auf Rohre appliziert, um meist fertigungsbedingte Unwuchten auszugleichen [15], [55], [56]. Um weiter einen möglichst optimalen Lötprozess zu ermöglichen, ist, in Bezug auf die zu erzeugende Kontaktsituation, ein gleichmäßiger flächenförmiger Kontakt zwischen den Fügepartnern erwünscht. Ziel soll es sein, eine Geometrie ausfindig zu machen, um ein möglichst breites Anwendungsfeld abzude-

cken. Demnach wird in der zugrundeliegenden Arbeit der Fokus auf Blech-Rohrverbindungen mit flächenförmigem Kontakt gelegt (Abbildung 3-1). Der Einfluss der Durchmesserhältnisse auf den Prozess wird in Kapitel 7.2 genauer analysiert. Durch die gewählte Kontaktform lassen sich die erzielten Ergebnisse ebenso auf Blech-Hohlprofilverbindungen (flächenförmiger Kontakt) übertragen, sodass nahezu alle Praxisanwendungen abgeleitet werden können. Gelenkwellen sollen weiter als Demonstratorbauteile dienen, um den Prozessvorteil praktisch darzustellen.

**Lotapplikation.** Da es sich beim Widerstandslöten generell um einen 2-stufigen Prozess handelt, muss ebenso die Art der Lotapplikation genauer betrachtet werden. Im Stand der Technik wurden bereits verschiedene Methoden zur Lotapplikation vorgestellt. Ziel der zu entwickelnden Fügestrategie ist es, ein prozesssicheres Verfahren zu wählen, um eine zuvor definierte Lotmenge transportsicher zu applizieren. Weiter soll über eine geeignete Lotapplikationsmethode der Strompfad gezielt so eingestellt werden, dass die Loterwärmung in Folge der Kontaktsituation im ersten Schritt indirekt über die Blecherwärmung realisiert wird, um die thermische Rohrbeeinflussung möglichst minimal zu gestalten. Betrachtet man die bereits bekannten Untersuchungen zum Widerstandslöten, lassen sich im Allgemeinen zwei Arten der Lotapplikation unterscheiden. Neben dem Lotauftrag durch das Widerstandsschweißen [63] bzw. der Loteinlage von Lotfolien [72], [73], [75] oder Lotbändern [73], [74], [98], [99] stellt der mechanische Loteintrag [20], [21], [22], [66], [67] eine ebenso prozesssichere Alternative dar. Betrachtet man die aufgezeigten Applikationstechniken genauer, so lassen sich diese in zwei Kategorien unterteilen. Zum einen kann das Lotdepot auf den jeweiligen Fügepartner aufgetragen werden (durch Einlegen oder thermische Belotung), zum anderen kann das Lotdepot durch einen mechanischen Umformprozess in den Blechpartner eingebracht werden. Um also die bestmögliche Fügestrategie zu ermitteln, wurde in Tabelle 3-1 der mechanische Loteintrag mit dem thermischen Lotauftrag verglichen. Aufgrund der fehlenden Transportsicherheit wird die Verwendung von Lotfolien oder Lotbändern nicht weiterverfolgt. Betrachtet man also den thermischen Lotauftrag, so wird deutlich, dass sich aufgrund der Lotapplikation die Kontaktsituation zwischen Blech und Rohr ändert. Ein linienförmiger Kontakt zwischen Lot und Rohr im Anfangsstadium des Prozesses ist die Folge. Dies führt während der Stromphase zu einer Stromkonzentration im Kontaktbereich, vergleichbar zum Buckelschweißen.

Tabelle 3-1: Vergleich zwischen dem thermischen Lotauftrag und dem mechanischen Loteintrag

	thermischer Lotauftrag	mechanischer Loteintrag	
schematische Darstellung			
Transportsicherheit	ja	ja	
Kontaktsituation zwischen Lot/Blech und Rohr	linienförmig (Lot - Rohr) 	flächenförmig (Blech - Rohr) 	linienförmig (Lot - Rohr) 
Lotkontaktierung	direkt	indirekt	direkt

Hingegen ist beim mechanischen Loteintrag die entstehende Kontaktsituation variierbar. Wird das Lot demnach weiter in das Blech eingepresst, kommt das Lot während der Anpressphase nicht in Berührung mit dem Rohr. Der flächenförmige Kontakt zwischen Blech und Rohr bleibt bestehen. Ebenso lässt sich ein linienförmiger Kontakt, analog zum Lotauftrag, erzeugen. In diesem Fall wird das Lot nur so weit eingepresst, bis ein Kontakt zwischen Lot und Rohr stattfindet. Der mechanische Loteintrag erlaubt es demnach, die Kontaktsituation variabel einzustellen. Vergleicht man resümierend die beiden Applikationsverfahren, so kann man generell zwischen einer direkten Lotkontaktierung (Linienkontakt zwischen Lot und Rohr) und einer indirekten Lotkontaktierung (Flächenkontakt zwischen Blech und Rohr) unterscheiden. Abbildung 3-2 zeigt vergleichend den theoretischen Prozessverlauf beider Lotapplikationsvarianten.

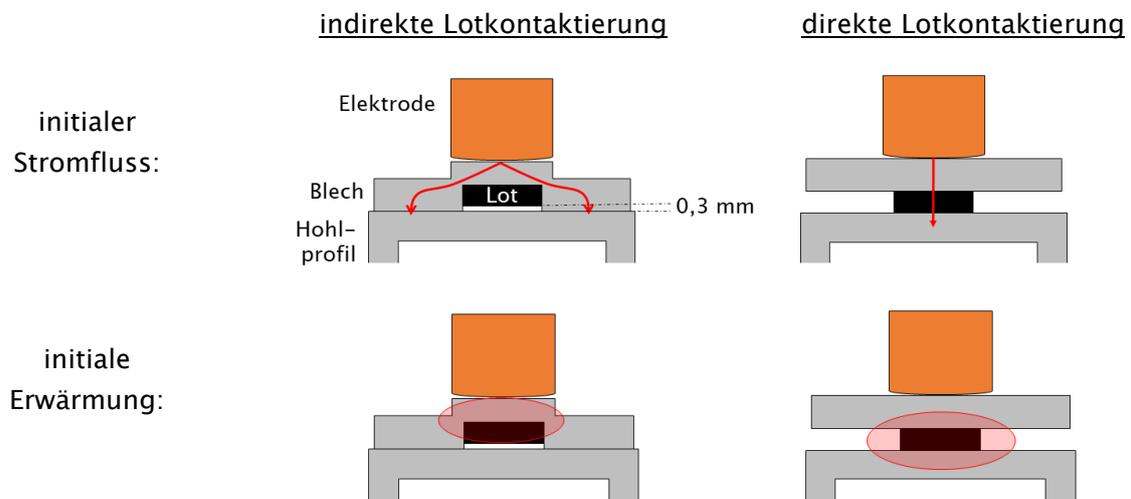


Abbildung 3-2: Schematische Darstellung des theoretischen Stromflusses und der initialen Erwärmung bei der indirekten und direkten Lotkontaktierung

Wird das Lot mechanisch in das Blech eingebracht, ohne dass das Lot und das Rohr in Kontakt kommen, findet der Stromfluss im Anfangsstadium des Prozesses indirekt statt. Der Strom wird also nicht direkt durch das Lot, sondern indirekt über das Blech hin zum Hohlprofil geleitet. Die initiale Erwärmung erfolgt demnach im Blech. Vergleichend dazu wird der Strom in Folge einer direkten Lotkontaktierung durch das Lotdepot geleitet, vergleichbar zum Buckelschweißen. Aufgrund dessen wird das Hohlprofil bereits ab Prozessbeginn einer erhöhten Temperatur ausgesetzt. Der mechanische Loteintrag ermöglicht somit eine theoretisch geringere Erwärmung des Hohlprofils. Um den scheinbar positiven Einfluss der indirekten Lotkontaktierung darzustellen, wurden erste experimentelle Stufenabbruchversuche durchgeführt. Auch hier wurde die indirekte Lotkontaktierung mit einer direkten Lotkontaktierung verglichen. Als Fügepartner dienten jeweils Rohre mit einer Wandstärke von 1,5 mm. Bei der mechanisch eingebrachten Variante wurde eine Loteindringtiefe von 0,3 mm sichergestellt (siehe Abbildung 3-2), um eine indirekte Lotkontaktierung zu ermöglichen. Der Prozess wurde alle 35 ms unterbrochen und das Fügeresultat zu dem jeweiligen Zeitpunkt mithilfe von geätzten Schlifffbildern verglichen. Die restlichen Prozessrandbedingungen wurden konstant gehalten. In Abbildung 3-3 wird der bereits vermutete Vorteil der indirekten Lotkontaktierung sichtbar. Betrachtet man die Ergebnisse des mechanisch eingebrachten Lotes (Abbildung 3-3 a)) wird deutlich, dass bis zu einer Stromzeit von 70 ms keine thermische Rohrbeeinflussung erkennbar ist. Erst ab ca. 105 ms kommt das Lot in Kontakt zum Rohr. Im Vergleich dazu kann beim aufgetragenen Lot bereits ab Prozessbeginn eine Rohrerwärmung detektiert werden. Ab 140 ms ist eine Durchwärmung des Rohres sichtbar. Um also dünnwandige Profile möglichst deformationsfrei zu fügen, wird im Folgenden die indirekte Lotkontaktierung durch das mechanische Einbringen eines Lotes bevorzugt.

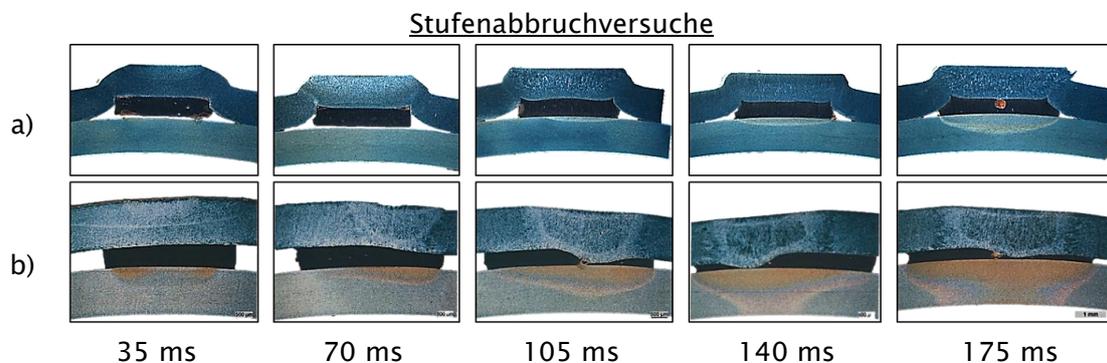


Abbildung 3-3: Experimenteller Vergleich mittels Stufenabbruchversuchen ( $\Delta t = 35 \text{ ms}$ ) zwischen eingebrachtem Lot mit indirektem Kontakt (a) und aufgetragenem Lot mit direktem Kontakt (b) zu definierten Prozesszeiten am Beispiel einer Blech-Rohrverbindung

Aus den dargestellten Vorbetrachtungen wird ersichtlich, dass eine indirekte Lotkontaktierung, durch den mechanischen Loteintrag, beim Fügen von Blech-Rohrverbindungen genutzt werden sollte, um eine minimale thermische Bauteilbelastung zu ermöglichen. Aufgrund des Anwendungsgebietes aber auch infolge der Kontaktsituation wurde sich zudem für eine Blech-Rohrkombination entschieden. Als Ergebnis werden im Folgenden die abgeleiteten Versuchsrandbedingungen der Arbeit genauer beschrieben.

### 3.2 Abgeleitete Versuchskörper

**Versuchsrohre.** Im vorangegangenen Kapitel wurde bereits die zu wählende Fügegeometrie abgeleitet. Aufgrund des breiten Anwendungsspektrums und der Ergebnisübertragbarkeit auf andere Geometrien wurde sich für eine Blech-Rohrverbindung mit flächigem Bauteilkontakt entschieden. Betrachtet man die Ergebnisse beim einseitigen Widerstandsschweißen, so wird deutlich, dass ab Wandstärken von  $h < 1,5$  mm keine befriedigenden Ergebnisse erzielt werden konnten [19]. Ein Teilziel dieser Arbeit ist es, das Prozessfenster bezüglich der minimal nutzbaren Bauteilwandstärke durch das einseitige Widerstandslöten zu erhöhen. Für die zugrundeliegenden Untersuchungen sollen somit dünnwandige Rohre mit Wandstärken  $h_R \leq 1,5$  mm genutzt werden. Der Außendurchmesser  $D_R$  der Versuchsrohre sowie der Werkstoff wurden gemäß dem späteren Anwendungsgebiet ausgewählt. In der Gelenkwellenfertigung werden hier meist geschweißt-gezogene Präzisionsstahlrohre nach DIN EN 10305 [100], [101] aus dem Werkstoff C22E bzw. 26MnB5 mit einem Außendurchmesser von 50 mm bis 90 mm genutzt. Aufgrund der Verfügbarkeit wurden Rohre mit einem Außendurchmesser  $D_R = 55$  mm gewählt. Auch in Dilthey et al. [19] und in Rudolf [11] wurden vergleichbare Rohrdimensionen genutzt. Um die Prüflingslänge zu definieren, wurde in Anlehnung an die Untersuchungen von Dilthey et al. [19], die Steifigkeit in Abhängigkeit verschiedener Rohrlängen ermittelt (Abbildung 3-4). Als Referenzbauteil wurde ein Rohr mit einer Länge  $\ell_R = 300$  mm genutzt. Wie auch in Dilthey et al. [19] wurde festgestellt, dass die Prüflingslänge einen deutlichen Einfluss auf die Rohrsteifigkeit besitzt. Vor dem Hintergrund einer möglichst maximalen Materialausnutzung, wurde sich für eine Standardlänge von  $\ell_R = 100$  mm entschieden. Im Vergleich zum Referenzkörper ist hier nur eine geringfügige Steifigkeitsreduktion zu erkennen. Auch in Yang et al. [48] wurde sich für eine Standardlänge von 106 mm entschieden.

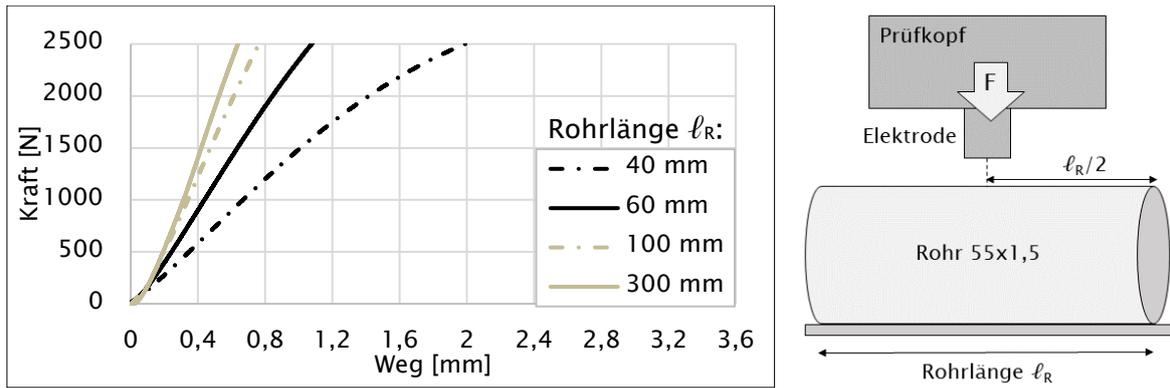
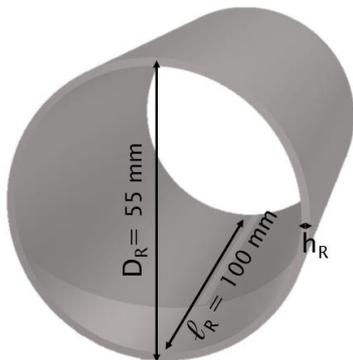


Abbildung 3-4: Steifigkeitseinfluss verschiedener Rohrlängen mit einem Durchmesser von 55 mm und einer Wandstärke von 1,5 mm aus dem Werkstoff 26MnB5 inkl. schematischem Versuchsaufbau

Abbildung 3-5 zeigt das genutzte Rohr inkl. der in der zugrundeliegenden Arbeit variierenden Kenngrößen. Als Standardprüfling wird im Folgenden ein Rohr des Werkstoffs 26MnB5 mit einem Außendurchmesser  $D_R = 55$  mm, einer Wandstärke  $h_R = 1,5$  mm und einer konstanten Länge  $\ell_R = 100$  mm definiert.



Werkstoffe	26MnB5* / C22E			
Wandstärken $h_R$ [mm]	1,5*	1,2	1,0	0,8

Abbildung 3-5: Genutztes Versuchsrohr inkl. Variationsmatrix (\* = Standardgeometrie)

Da Rohre mit Wandstärken kleiner 1,5 mm nicht zur Verfügung standen, wurde der Innendurchmesser der Standardgeometrie ( $h_R = 1,5$  mm) manuell auf den gewünschten Wert gemäß der Variationsmatrix aus Abbildung 3-5 ausgedreht. Um resultierende Maß- und Formabweichungen auszuschließen, folgte anschließend eine Kontrolle der hergestellten Prüflinge in 3-Ebenen auf einer Koordinatenmessmaschine. Vergleicht man die hier ermittelte Wandstärkenabweichung der Prüflinge von 0,016 mm bis 0,030 mm mit der Maßabweichung der 1,5 mm Standardrohre im Auslieferungszustand von 0,015 mm, wird deutlich, dass die hergestellten Prüflinge eine vergleichbar hohe Maßgenauigkeit besitzen. Dazugehörige Steifigkeitsuntersuchungen sind im Kapitel 6.1 dargestellt. Weiter sind in Tabelle 3-2 und in Tabelle 3-3 die chemischen Zusammensetzungen sowie die mechanischen Kennwerte der genutzten Werkstoffe aufgelistet.

Tabelle 3-2: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffe in [wt.-%] gemäß Materialprüfzeugnis

	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ti
C22E	0,233	0,202	0,62	0,009	0,0023	0,031		
26MnB5	0,246	0,263	1,280	0,008	0,0009	0,042	0,204	0,032
DC01	0,032	0,003	0,194	0,008	0,004	0,035	0,023	0,001

Tabelle 3-3: Mechanische Eigenschaften der verwendeten Rohrwerkstoffe (C22E, 26MnB5) gemäß Materialprüfzeugnis nach DIN EN ISO 6892 1B [102] sowie des verwendeten Blechwerkstoffs DC01 gemäß DIN EN 10130 [103]

	Zugfestigkeit [MPa]	Streckgrenze [MPa]	Bruchdehnung [%]
C22E	~ 725	~ 620	~ 11
26MnB5	~ 850	~ 715	~ 7
DC01	270 - 410	-/280	≥ 28

**Blech mit mechanisch eingebrachtem Lot.** Das für die Arbeit genutzte Blech aus dem Werkstoff DC01 (Tabelle 3-2 und Tabelle 3-3) gemäß DIN EN 10130 [103] besitzt ebenfalls eine Blechdicke von  $h_B = 1,5$  mm. Um einen möglichst flächigen Kontakt zum Rohr zu ermöglichen, wurde ein Radius  $r_B = 30$  mm eingestellt. Betrachtet man die abgeleitete Fügestrategie aus dem vorherigen Kapitel, so wird der Vorteil durch das mechanisch eingebrachte Lot deutlich. Die Prozessabfolge zum Einbringen des Lotes ist in Abbildung 3-6 dargestellt.

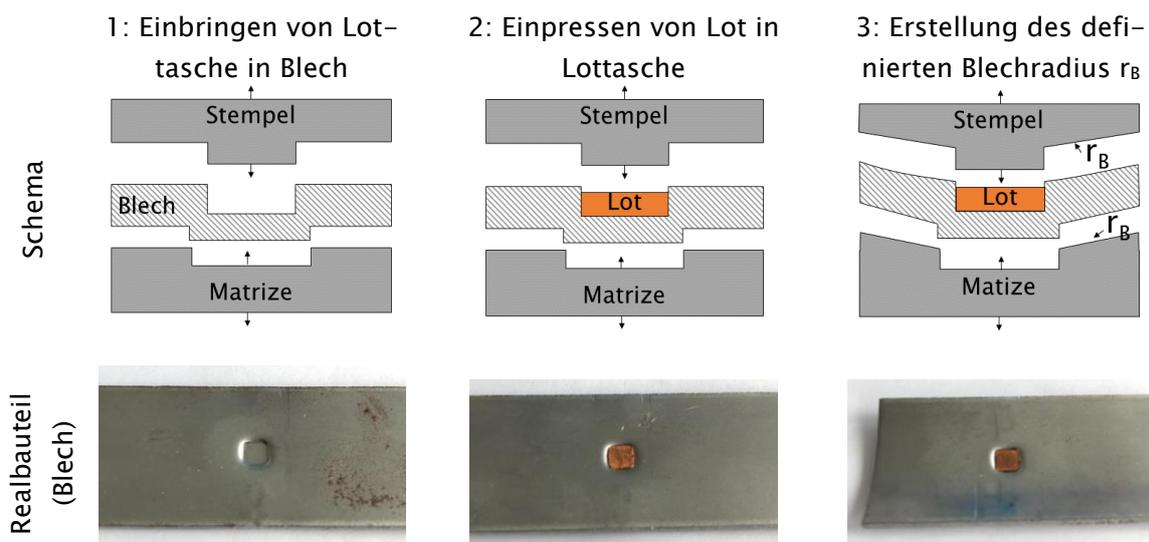


Abbildung 3-6: Prozessverlauf zum mechanischen Loteintrag

In Anlehnung an Sitte et al. [20] wurde auch hier eine spezielle Umformanlage genutzt. Nach dem Einbringen einer Lottasche in das Blech, wird das 4 mm breite Lotband auf die geforderte Länge (4 mm) geschnitten und dem zweiten Umformschritt zugeführt. Hier wird das Lot in die zuvor eingebrachte Tasche gepresst. Der geforderte Blechradius  $r_B$  wird im letzten Prozessschritt generiert, um die flächige Rohrkontaktierung zu ermöglichen. Als Lotwerkstoff wurde sich in Anlehnung an den Stand der Technik [20], [21], [22], [66], [67], [94], [95] für reines Kupfer gemäß DIN EN ISO 17672 [96] und [97] entschieden. Betrachtet man die Untersuchungen von Sitte [67], so lassen sich mit ebenso gängigen Kupferlegierungen, trotz höherer Zugfestigkeiten, keine gesteigerten Verbindungsfestigkeiten erzeugen [67]. Auf eine experimentelle Variation des Lotmaterials soll, aufgrund der guten Ergebnisse im Stand der Technik, verzichtet werden [20], [21], [22], [66], [67]. Die geforderte Lotgeometrie wurde gemäß des Mindestlinsendurchmessers  $D_{min}$  beim Widerstandsschweißen (DVS 2902-3) [42] und in Anlehnung an Sitte et al. [20] wie folgt berechnet (Gl. 3):

$$D_{min} = 3,5 \cdot \sqrt{h} = 3,5 \cdot \sqrt{1,5} \text{ mm} = 4,3 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 3})$$

Bei einer Blech- bzw. Rohrwandstärke von  $h = 1,5 \text{ mm}$  liegt demnach der geforderte Mindestlinsendurchmesser  $D_{min}$  und somit die geforderte Lotdepotgröße bei ca. 4 mm. Auch in Sitte et al. [20] wurde eine Lotabmessung von 4 mm x 4 mm genutzt. Das genutzte Kupferlotband wurde in einer Dicke  $h_L$  von 0,8 mm bereitgestellt, sodass sich eine Standardlotgeometrie 4 mm x 4 mm x 0,8 mm ( $\ell_L \times b_L \times h_L$ ) ergibt. Um eine indirekte Lotkontaktierung zu ermöglichen, muss zuletzt die Größe des Lotspaltes  $s$  definiert werden. Da hierzu bis dato noch keine Erkenntnisse vorliegen, soll in der zugrundeliegenden Arbeit anhand von numerischen und experimentellen Untersuchungen die optimale Lotspaltgröße ausfindig gemacht werden. Eine Lotspaltgröße von  $0,3 \text{ mm} \pm 0,02 \text{ mm}$  wurde jedoch für erste Versuche als Standard genutzt. Abbildung 3-7 zeigt das resultierende Blech mit den jeweiligen Variationsgrößen.

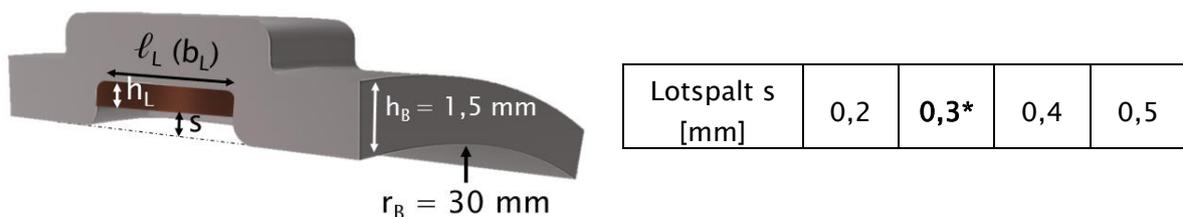


Abbildung 3-7: Genutztes Versuchsblech inkl. Variationsmatrix (\* = Standardgeometrie)

### 3.3 Schweißtechnik

**Schweißzange.** Die experimentelle Versuchsdurchführung wurde auf einer bestehenden 1000 Hz DC-Roboterschweißzange der Firma NIMAK in C-Bauweise mit pneumatischer Krafteinheit durchgeführt. Der obere Zangenarm ist hierbei festmontiert. Durch den Verfahrensweg der unteren Zangenarmkomponente wird die Zange geschlossen. Der generelle Aufbau ist in Abbildung 3–8 dargestellt. Im Rahmen der Versuchsdurchführung werden im ersten Schritt die bereits beschriebenen Bleche in die dafür vorgesehene Werkstückaufnahme gelegt. Innerhalb der Aufnahme befindet sich die Arbeitselektrode. Standardmäßig wurde eine leicht ballige Elektrodenkappe der Form A0–13–18–30 aus dem Werkstoff CuCrZr gemäß DIN EN ISO 5821 [104] genutzt. Eine Variation der Kappengeometrie wurde in späteren Versuchen ebenso durchgeführt. Als Gegenelektrode dient ein Kupferblock (CuCrZr).

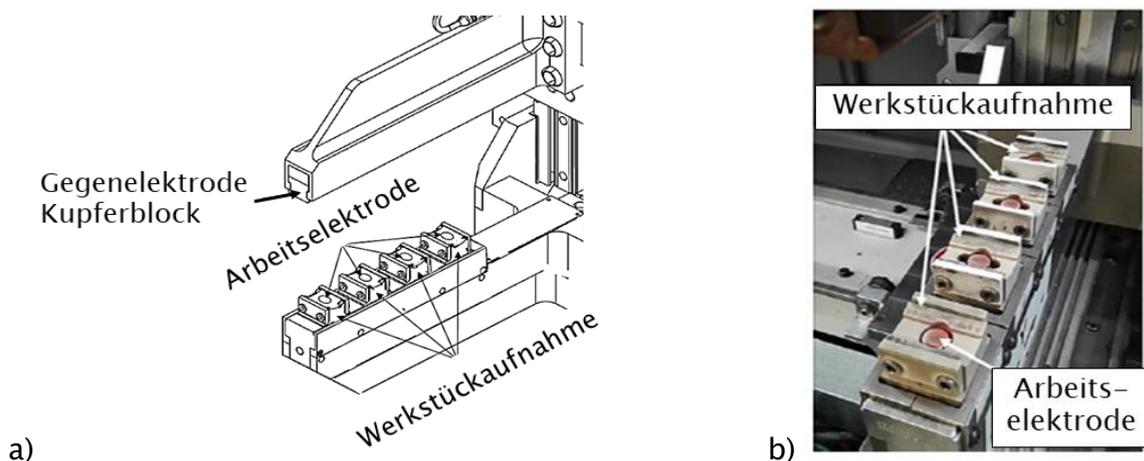


Abbildung 3–8: Schweißzange in C-Bauweise – a) Schematische Darstellung der Zange; b) Darstellung des unteren Zangenarms

**Prozessparameter Strom und Kraft.** Um sicherzustellen, dass die eingestellten Prozessgrößen tatsächlich umgesetzt werden, wurden vor jeder experimentellen Versuchsdurchführung die eingestellten Parameter (Stromstärke und Anpresskraft) geprüft. Hierzu wurde die externe Messvorrichtung TE1600 WELDTESTER der Firma TECNA [105] genutzt. Die eingestellte Stromstärke wurde während des Prozesses mithilfe eines Strommessgürtels [105] gemessen. Eine maximale Abweichung von 2,7 % konnte hier zur eingestellten Stromstärke ermittelt werden. Mithilfe einer Kraftmessdose [105] wurde zudem die vorherrschende Kraft innerhalb der Schweißzange

gemessen. Hier wurde eine ebenso geringe Abweichung ermittelt. Generell wurde sichergestellt, dass die eingestellten Parameter tatsächlich prozesssicher abgebildet werden, sodass die Anlagentechnik für die zugrundeliegende Aufgabe genutzt werden kann.

**Elektrodeneinsinkweg.** Zudem wurde während des Fügeprozesses der Elektrodeneinsinkweg kontinuierlich gemessen. Der dafür genutzte Triangulations-sensor des Typs IL-100 der Firma KEYENCE CORPORATION besitzt einen Messbereich von 75 mm bis 130 mm mit einer Wiederholgenauigkeit von 4  $\mu\text{m}$  [106]. Dieser wurde an der oberen feststehenden Komponente der Schweißzange montiert. Da es sich um eine Laserwegmessung handelt, wurde am Zielobjekt, in diesem Falle am unteren Elektrodenarm, eine Reflektionsfläche angebracht. Die Messanordnung ist in Abbildung 3–9 dargestellt. Trifft der Laser auf den Reflektor, wird das reflektierte Licht von einer Empfängerlinse gebündelt und auf dem Lichtaufnahmeelement abgebildet. Bei einer Änderung des Abstandes zwischen Sensor und Reflektor ändert sich ebenso der Reflektionswinkel [106]. Um das ermittelte Signal zu visualisieren und auszuwerten, wurde das Prozess-Qualitäts-Sicherungssystem (PQS) der Firma HARMS&WENDE eingesetzt. Durch die Möglichkeit weitere Signale aufzunehmen (z.B. Zeit, Strom, Spannung, Energie), lässt sich der gemessene Elektrodeneinsinkweg zeitaufgelöst und in Abhängigkeit weiterer Prozessgrößen messen und überwachen [107].

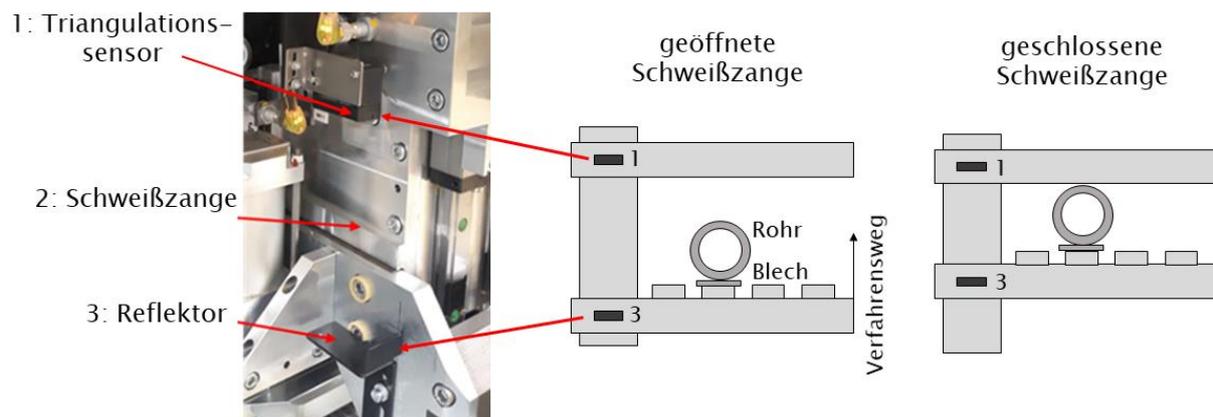


Abbildung 3–9: Messanordnung zur Ermittlung des Elektrodeneinsinkwegs (1: Triangulationssensor, 2: Schweißzange, 3: Reflektor) bei geöffneter und geschlossener Schweißzange

### 3.4 Prüfmethodik

#### Ermittlung der lokalen Rohrdeformation.

Wie bereits in Yang et al. [48], Dilthey et al. [19] und Rudolf [11] aufgezeigt, lässt sich die Rohrdeformation generell in eine globale und eine lokale Deformationskomponente unterscheiden (Abbildung 2–8). Um die lokale Rohrverformung zu ermitteln, wurde in der zugrundeliegenden Arbeit die zu prüfende Rohrkantenkontur mittels des Konturmessgeräts MarSurf der Firma MAHR abgefahren und das gemessene Konturbild ausgewertet [108]. Abbildung 3–10 a) zeigt das Vorgehen. Es wurde darauf geachtet, dass der Messtaster die maximale Deformation unterhalb der Fügezone tangiert. Aus dem erzeugten Signal lässt sich somit die lokale Deformation des Rohres ermitteln, welche sich aufgrund des Fügeprozesses eingestellt hat. Zur weiteren Bestimmung der prozessbedingten lokalen Deformation nach dem Fügeprozess wurde neben dem Konturmessgerät die metallografische Analyse genutzt. Abbildung 3–10 b) zeigt ein exemplarisches Schlibfbild einer widerstandsgelöteten Blech–Rohrverbindung mit einem deutlich sichtbaren lokalen Deformationsanteil gemäß [11], [19] und [48]. Weitere Kenngrößen zur metallografischen Bewertung wurden aufgrund fehlender Literaturerkenntnisse separat untersucht. Die dazugehörigen Ergebnisse sind in Punkt 5.4 (Abbildung 5–29) detailliert aufgeführt.

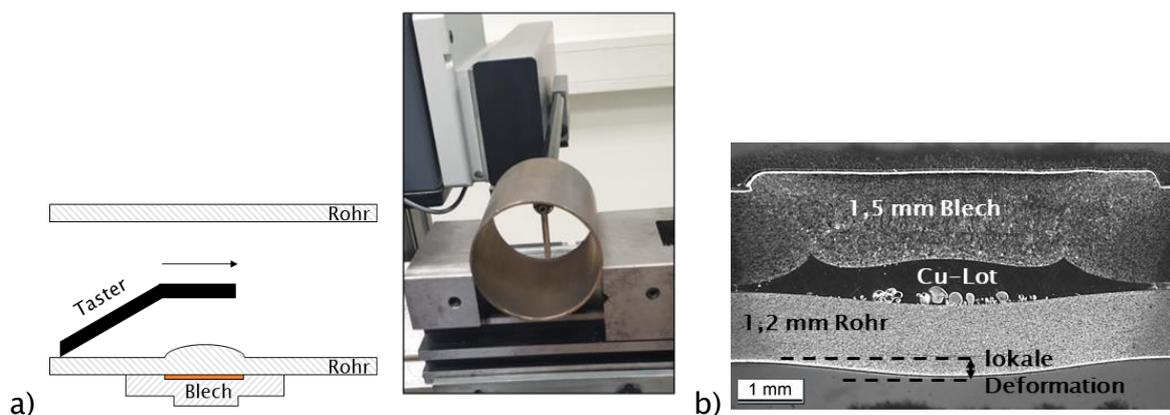


Abbildung 3–10: Messung der lokalen Rohrdeformation a) Darstellung des Messablaufs mittels Konturmessgerät b) Beispielhaftes Schlibfbild einer widerstandsgelöteten Blech–Rohrverbindung mit lokaler Deformation

#### Ermittlung der Scherkraft.

Um die resultierenden Verbindungsfestigkeiten festzustellen, wurde eine Zug–Druck–Prüfanlage der Firma ZWICK&ROELL mit einer Maximalkraft von 250 kN genutzt. Da aufgrund der speziellen Prüflingsgeometrie und

der damit verbundenen begrenzten Zugänglichkeit eine normgerechte Scherzugprüfung nach DIN EN ISO 14273 [109] bzw. DVS 2916-1 [37] nicht möglich ist, musste für die zugrundeliegende Arbeit eine alternative Festigkeitsprüfung entwickelt werden. Der Prüfaufbau ist generell in Abbildung 3-11 dargestellt. Um die Festigkeit der Blech-Rohrverbindung festzustellen, wurde das aufgebrachte Blech mithilfe eines Prüfadapters axial bis zum Versagen belastet. Die Prüfgeschwindigkeit betrug standardmäßig 50 mm/min. Eine inhomogene Krafteinleitung wurde durch eine möglichst enge Tolerierung der Adapterkontur verhindert. Sobald ein Versagen der Verbindung festgestellt wurde, wurde die Kraft zum Versagenszeitpunkt ermittelt und dokumentiert.

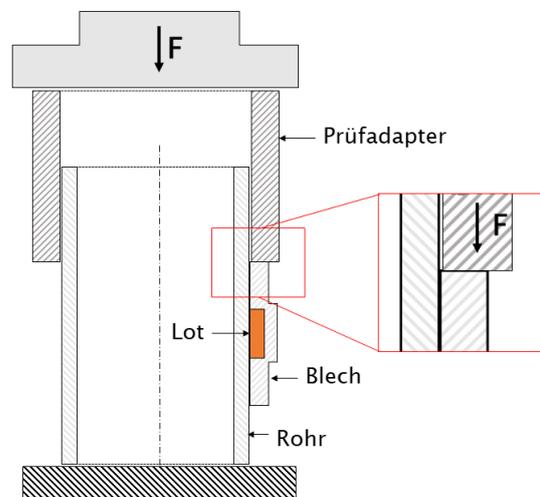


Abbildung 3-11: Schematische Darstellung der Scherkraftermittlung

### 3.5 Simulationsmodell

Um den Prozess des Widerstandslötens von Blech-Rohrverbindungen numerisch zu analysieren, wurde bei der Auswahl des passenden Simulationsprogramms darauf geachtet, dass Geometrien frei gestaltet werden können. Aufgrund dieser Eigenschaft aber auch aufgrund einer anwenderorientierten Bedienbarkeit, wurde das Berechnungsprogramm SORPAS 2D der Firma SWANTEC genutzt. In der Arbeit von Rudolf [11] wurde bereits die Anwendbarkeit des Simulationstools für das einseitige Widerstandsschweißen von Blech-Hohlprofilverbindungen bewiesen. In SORPAS 2D wird der Widerstandsschweißprozess, basierend auf dem Verständnis der physikalischen Prozesse, in vier numerische Modelle unterteilt [34], [35], [92]. Das elektrische Modell berechnet in Abhängigkeit der temperaturbedingten elektrischen Leitfähigkeit die Spannungs- und Stromverteilung sowie die Wärmegeneration im Werkstück und in

den Elektroden. Im thermischen Modell wird neben der Wärmeübertragung die Temperaturverteilung berechnet. In Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit, der Massendichte und der Wärmekapazität wird hier die jeweilige transiente Wärmeübertragung mit interner Wärmequelle ermittelt. Weiter berechnet das metallurgische Modell die Phasentransformation sowie die Materialeigenschaften in Abhängigkeit des errechneten Temperaturfeldes. Im mechanischen Modell werden neben der Deformation der Werkstücke, die Geometrien, die Spannungs- und Dehnungsraten und die Kontaktflächen bestimmt [34], [92]. Die plastische Deformation wird als Funktion der potentialen Energie der Volumendeformation errechnet [92]. Zur Bestimmung der jeweiligen Kontaktwiderstände wird ein Kontaktwiderstandsmodell auf Basis von Wanheim und Bay's Reibungstheorie für reale Kontaktflächen [110] genutzt. Der Kontakt wird demnach u.a. durch die Fließspannung des jeweils weicheren Materials, den Kontaktdruck und einer zusätzlichen Variablen zur Definition von Verschmutzungen beschrieben [34]. Die detaillierten Gleichungssysteme der jeweiligen Modelle sind in diversen Veröffentlichungen von Zhang [34], [92] aufgezeigt. Aufgrund der beschriebenen Abhängigkeiten der Modelle untereinander ist eine Kopplung zwingend notwendig (Abbildung 3-12). Des Weiteren ist das Parametersystem in fünf Klassen unterteilt. Hierzu gehören die Werkstücke, die Elektroden, die Kontaktflächen, die Anlage sowie der Prozess. All die genannten Parameter haben Einfluss auf die Verbindungsbildung zwischen den Werkstücken und können variabel gestaltet werden [35]. Die Materialparameter (z.B. Wärmeleitfähigkeit, elektrische Leitfähigkeit) sowie die anlagenspezifischen Restriktionen (z.B. Stromart, maximale Stromstärke, mechanische Eigenschaften) sind in den jeweiligen Datenbanken definiert [34], [35].

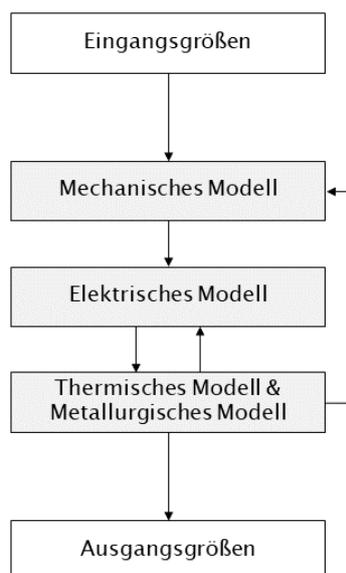


Abbildung 3-12: Kopplung der numerischen Modelle in Anlehnung an Zhang et. al [34], [35]

## 4 Entwicklung eines numerischen Modells zum einseitigen Widerstandslöten

### 4.1 Modellerstellung

Um den einseitigen Widerstandslötprozess von Blech-Rohrverbindungen numerisch abbilden zu können, wurde in Anlehnung an die Untersuchungen von Rudolf [11] ein achssymmetrisches Modell entwickelt. Zwar würde das sog. Blockmodell, mit einer weiteren Ausdehnung in z-Richtung, den Realprozess geometrisch näher abbilden, dennoch wurde, vergleichbar zu Rudolf [11], eine nicht der Realität entsprechende hohe Deformation der Elektrode bei bereits geringen Prozesszeiten ( $t = 10 \text{ ms}$ ) festgestellt (Abbildung 4-1 a)).

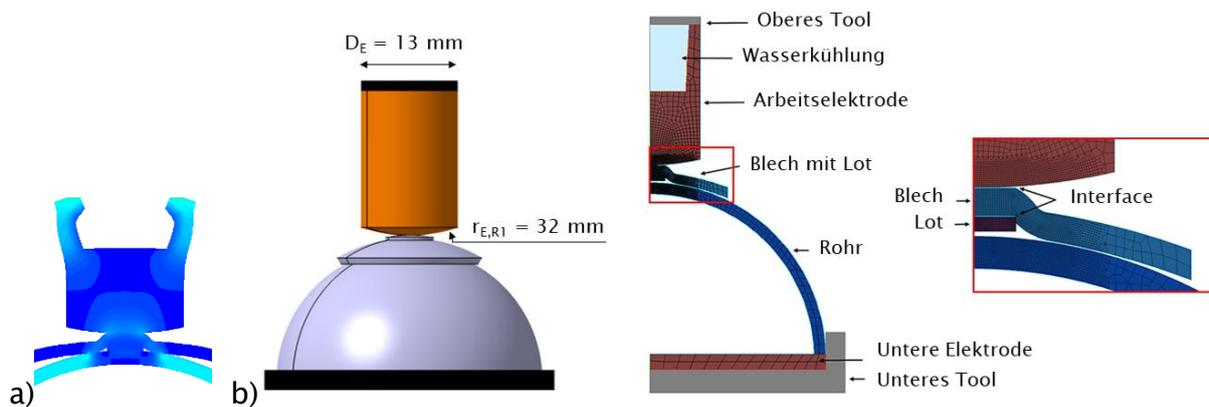


Abbildung 4-1: a) Elektrodendeformation bei Verwendung des Blockmodells nach 10 ms; b) Achssymmetrisches Simulationsmodell zum einseitigen Widerstandslöten von Blech-Rohrverbindungen

Da die Fügezone im Fokus der Untersuchungen steht, wurde im dargestellten Standardmodell nur der halbe Rohrquerschnitt abgebildet und über die spezielle Geometrie des unteren Tools gesichert (Abbildung 4-1 b)). Zudem lässt sich durch das dadurch entstandene „Halbschalenmodell“ die Rechenzeit reduzieren. Die restlichen Geometrie- und Werkstoffdaten wurden gemäß der Standardversuchskörper gewählt (siehe Punkt 3.2). Eine Vernetzung mit 1000 Elementen wurde vorgenommen, wobei eine höhere Netzdichte im Bereich der Fügezone manuell realisiert wurde. Das Interface zwischen Elektrode und Blech beträgt, wie auch das Interface zwischen Blech und Lot, eine Dicke von 0,01 mm. Hierüber lassen sich die Übergangswiderstände gezielt beeinflussen. Über das kraftgesteuerte obere Tool werden die Prozessgrößen Stromstärke und Anpresskraft über eine definierte Zeitspanne übertragen. Die obere Elektrode des Typs A0-13-18-30 gemäß DIN EN ISO 5821 [104] ist wassergekühlt, mit

einer Durchflussrate von 4,0 l/min. Die Initialtemperatur aller Bauteile beträgt 20,0 °C, mit einer Abkühlrate von 25,0 W/m<sup>2</sup>K. Das untere Tool fungiert, wie auch im realen Anwendungsfall, lediglich als starre Gegenelektrode.

## 4.2 Modellvalidierung

Um das numerische Prozessmodell zu bestätigen, ist die experimentelle Validierung unabdingbar. Wie bereits beschrieben, lässt sich die numerische Berechnung in drei Hauptschritte unterteilen, welche miteinander gekoppelt ablaufen. Um die Abbildungsgüte des generierten Modells zu prüfen, wurde dementsprechend eine schrittweise Validierung durchgeführt. Die Vorgehensweise ist in Abbildung 4-2 dargestellt.

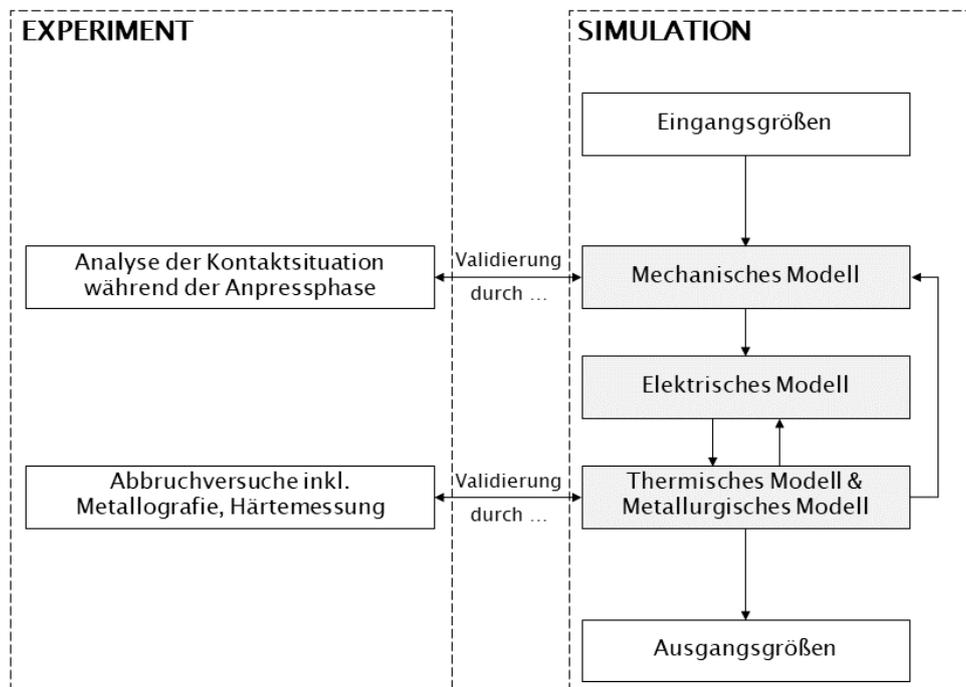


Abbildung 4-2: Vorgehen zur schrittweisen Validierung des Simulationsmodells

**Validierung des mechanischen Modells.** Durch die aufgebrachte Kraft in der Vorhaltephase kommt es, je nach Kraftintensität, zu einer charakteristischen Verformung der jeweiligen Fügepartner. Diese Verformungen ermöglichen eine definierte Kontaktsituation vor der eigentlichen Stromphase. Die entstandenen Kontaktflächen nach der Vorhaltephase sind somit direkte Indikatoren für die kraftinduzierte Bauteil deformation. Zur Validierung des mechanischen Modells wurde deshalb die Kontaktsituation zwischen der Arbeitselektrode und des Bleches (E-B) sowie zwischen Lot und

Rohr (L-R) während der Anpressphase (ohne Strom) analysiert (Abbildung 4-3). Um den Kontakt zwischen den Bauteilen an den beiden beschriebenen Messstellen (E-B und L-R) experimentell sichtbar zu machen, wurde eine drucksensitive Folie genutzt. Wird diese zweilagige Folie belastet, so platzen druckabhängig zwischen 10 MPa und 50 MPa die eingebrachten Mikrokapseln auf. Die dadurch freigegebene Farbe sorgt für eine Rotfärbung des beanspruchten Bereichs [111]. Um einen möglichen Steifigkeitseinfluss abzubilden, wurden ebenso halbierte Rohre, vergleichbar zum Simulationsmodell, genutzt (Abbildung 4-3 b)).

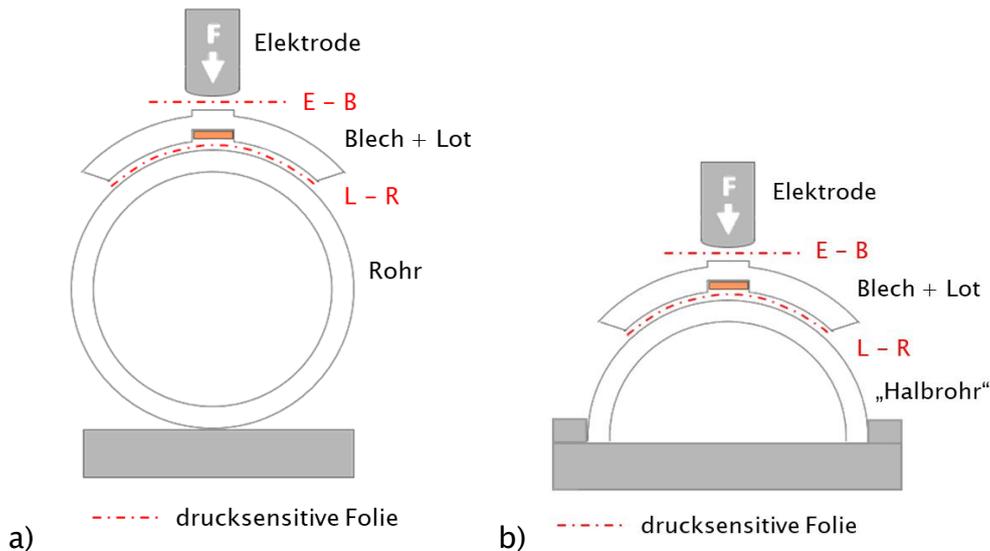


Abbildung 4-3: Schematischer Versuchsaufbau zur Ermittlung der Kontaktsituation (E-B = Elektrode – Blech, L-R = Lot – Rohr) in Abhängigkeit der Anpresskraft mithilfe einer drucksensitiven Folie – a) Rohr; b) „Halbrohr“

Um also die Abbildungsgüte des mechanischen Modells zu prüfen, wurden im ersten Schritt fünf Kraftstufen (600 N, 1200 N, 1800 N, 2400 N, 3000 N) bei sonst konstanten Bedingungen simuliert und die Kontaktdurchmesser zwischen Elektrode und Blech sowie zwischen Lot und Rohr nach einer Anpresszeit von 1000 ms ermittelt. Charakteristische Ergebnisse sind in Abbildung 4-4 b) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Kontakt zwischen Elektrode und Blech (E-B) bis zu einer Kraft von 1800 N ansteigt, ohne dass ein Kontakt zwischen Lot und Rohr detektiert werden kann. Erst ab einer Anpresskraft  $F_A$  von 2400 N ist ein Kontakt zwischen Lot und Rohr (L-R) sichtbar. Dieser steigt bei weiterem Kraftanstieg, wobei E-B auf einem konstanten Niveau verbleibt. Im zweiten Schritt wurden experimentelle Versuche mit identischen Randbedingungen durchgeführt. Hierfür wurde, wie bereits beschrieben, eine drucksensitive Folie zwischen die Bauteilgrenzflächen gelegt. Jede der fünf Kraftstufen (600 N – 3000 N) wurde dreimal in gleicher Art und Weise getestet. Abbildung 4-4 a) und c)

zeigen charakteristische experimentell ermittelte Kontaktbilder in Abhängigkeit der jeweiligen Anpresskraft.

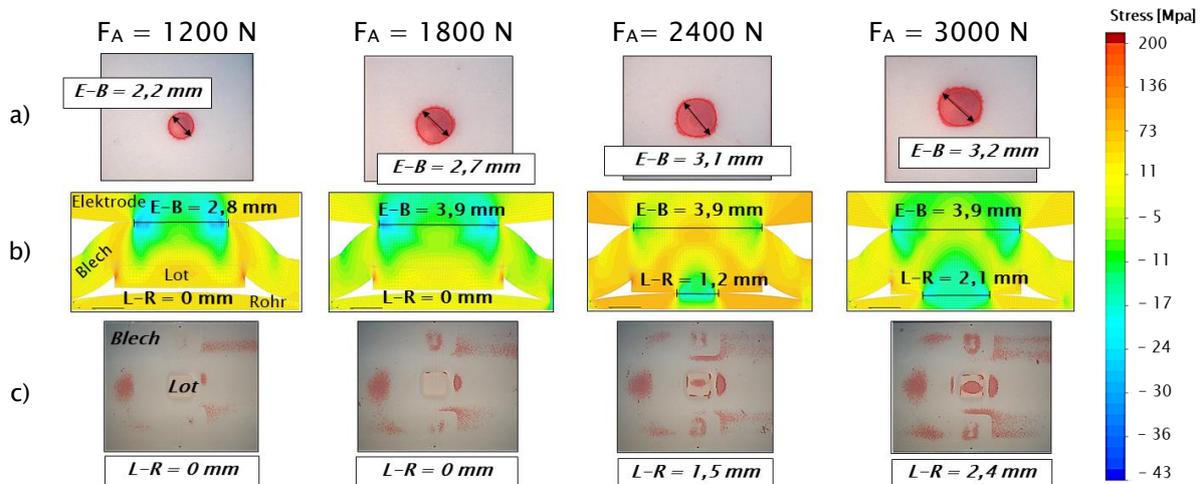


Abbildung 4-4: Ergebnisse der Kontaktanalyse – a) Elektrode–Blech (E–B) experimentell; b) Elektrode–Blech (E–B) & Lot–Rohr (L–R) numerisch; c) Lot–Rohr (L–R) experimentell

Wie auch im Simulationsmodell wurde erneut deutlich, dass ein Kontakt zwischen Lot und Rohr erst ab einer Anpresskraft von 2400 N detektierbar ist. In Abbildung 4-5 sind die erzielten Ergebnisse zur Validierung des mechanischen Modells zusammengefasst. Betrachtet man die Kontaktsituation E–B wird deutlich, dass die experimentell ermittelten Werte knapp unterhalb der simulierten Werte liegen. Hingegen zeigt der Vergleich zwischen den Rohrmodellen nahezu keine Unterschiede. Generell wird sichtbar, dass die praktisch gemessene Kontaktsituation mit der Simulation übereinstimmt. Die Abbildungsgüte des mechanischen Modells konnte somit aufgezeigt werden. Der Einfluss der hier ermittelten Kontaktsituation auf die Nebenschlussausbildung und auf den Erwärmungsmechanismus wird in Kapitel 5.1 detailliert betrachtet.

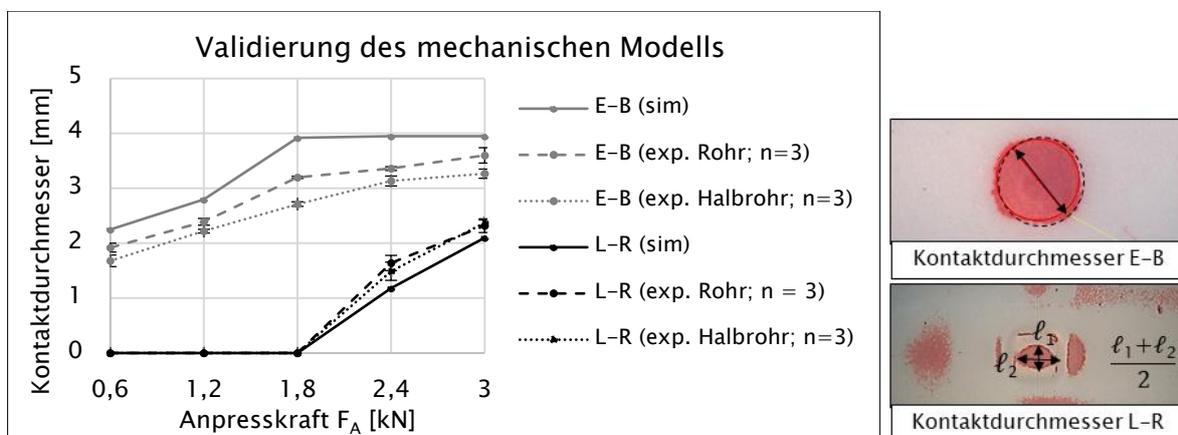


Abbildung 4-5: Ergebnisübersicht der numerischen und experimentellen Kontaktversuche inkl. Standardabweichung aus  $n=3$  (E–B = Elektrode – Blech; L–R = Lot – Rohr; sim. = simuliert; exp. = experimentell)

**Validierung des thermisch/metallurgischen Modells.** Um eine erste Aussage treffen zu können, ob der Prozessverlauf hinsichtlich des simulierten Temperaturfeldes richtig abgebildet wird, wurden, zur Validierung des thermisch/metallurgischen Modells, experimentelle Abbruchversuche durchgeführt. Hierzu wurde der Prozess, nach erfolgreicher Vorhaltezeit, alle 35 ms unterbrochen und das entstandene Ergebnis mit dem simulierten Temperaturfeld verglichen. Die restlichen Einstellparameter blieben konstant. Vergleicht man nun die Simulationsergebnisse mit den präparierten und geätzten Schlibfbildern, so ist ein vergleichbarer Erwärmungsprozess erkennbar (Abbildung 4–6). Bei den Zeitstufen 35 ms und 70 ms ist in beiden Fällen ein Temperaturanstieg im Blech sichtbar, ohne dass das Rohr thermisch beeinflusst wurde. Der Grund dafür ist der fehlende Kontakt zwischen Lot und Rohr. Erst ab 105 ms ist ein Temperaturanstieg im Rohrmaterial erkennbar, welcher sich bei steigender Prozesszeit weiter ausbreitet. Ebenso vergrößert sich die WEZ im Blech. Ein Aufschmelzen des Bleches bei einer Prozesszeit von 140 ms konnte durch Spritzer im Realprozess bestätigt werden. Eine erste Vergleichbarkeit zwischen Simulation und Experiment hinsichtlich des Erwärmungsprozesses kann somit festgestellt werden.

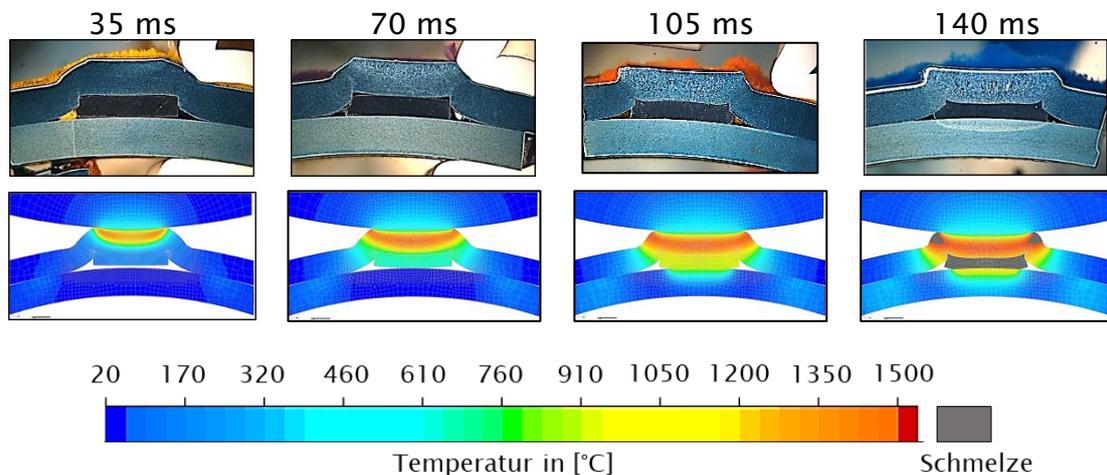


Abbildung 4-6: Vergleich zwischen experimentellen und numerischen Ergebnissen nach definierten Stromzeiten

Im weiteren Verlauf wurde das jeweils entstandene Schlibfbild genauer mit dem simulierten Temperaturfeld verglichen. Die Vorgehensweise wird exemplarisch in Abbildung 4-7 am Beispiel der Prozesszeit  $t = 105$  ms dargestellt. Hier wurde der Fokus im ersten Schritt auf das Blech gelegt. Es wurde deutlich, dass eine Maximaltemperatur von ca. 1300 °C in der Blechmitte berechnet wurde. In der Umgebung des Elektrodenkontaktes aber auch im Lotkontaktbereich wurden sichtbar geringere Temperaturen ermittelt (700 °C – 1000 °C). Diese charakteristische Wärmeverteilung spiegelt

sich auch im Schlibbild wider. In den Blechrandbereichen wird, aufgrund der Gefügestruktur, eine deutlich geringere Erwärmung vermutet als in der Blechmitte.

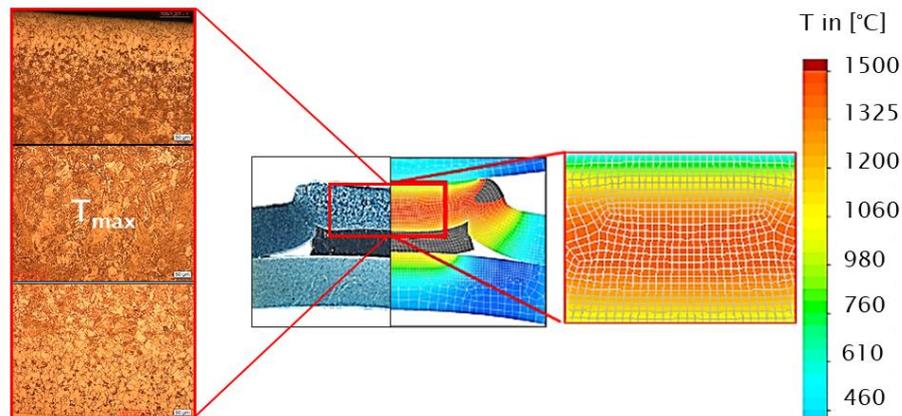


Abbildung 4-7: Vergleich zwischen dem simulierten Temperaturfeld und der experimentell ermittelten Gefügestruktur am Beispiel  $t = 105 \text{ ms}$

Letztendlich konnte die simulierte Temperaturverteilung mit den Ergebnissen aus den Schlibbildern bestätigt werden. Gleiche Erkenntnisse wurden im Kontaktbereich Lot-Rohr festgestellt (Abbildung 4-8, links). Hier spiegelt die experimentell ermittelte WEZ ebenso das numerisch errechnete Temperaturfeld wider. Um zuletzt die Richtigkeit des thermisch/metallurgischen Modells zu untermauern, wurde die resultierende Härte zwischen der Simulation und den Realversuchen (mittels Härtemapping) verglichen. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4-8 (rechts) dargestellt. Auch hier wird deutlich, dass das Modell valide Ergebnisse liefert. Mithilfe der diskutierten Validierungsmaßnahmen konnte somit die Abbildungsgüte des Simulationsmodells aufgezeigt werden. Sowohl das mechanische als auch das thermisch/metallurgische Prozessmodell zeigen eine gute Vergleichbarkeit zum experimentell ermittelten Prozessverlauf. Das dargestellte Standardmodell aus Abbildung 4-1 kann somit für weitere Untersuchungen unterstützend verwendet werden, um Prozessverständnis aufzubauen.

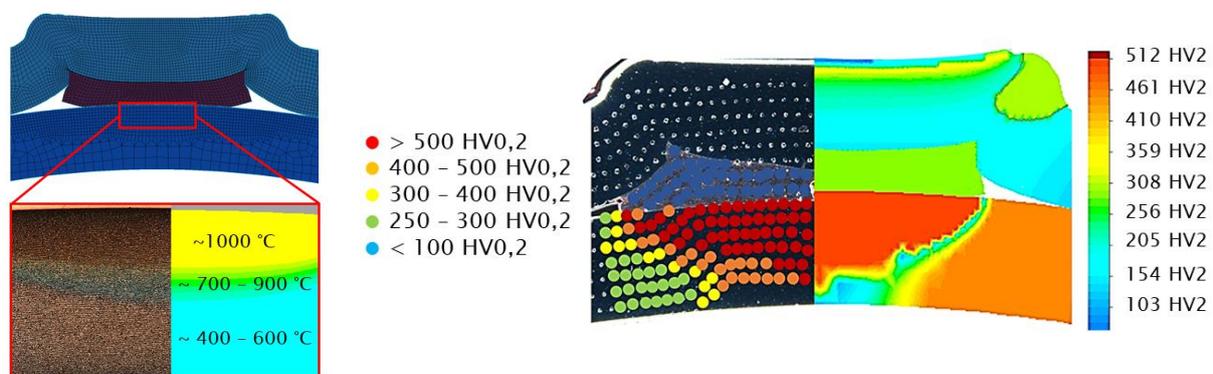


Abbildung 4-8: Vergleich zwischen dem simulierten Temperaturfeld und der resultierenden WEZ (links); Vergleich zwischen gemessener und simulierter Härte im Rohr (rechts)

## 5 Prozessverlauf und Verbindungsbildung beim einseitigen Widerstandslöten

### 5.1 Vergleich des Erwärmungsmechanismus mit dem Widerstandsschweißen

Aus den Ergebnissen der Validierungsversuche und aus den Erkenntnissen aus Najuch et al. [112] konnte bereits ein erster Einblick in den Prozess des einseitigen Widerstandslötens gewonnen werden. Um das Verfahren jedoch noch genauer zu verstehen, soll im weiteren Verlauf, mithilfe von numerischen und experimentellen Untersuchungen, der Erwärmungsmechanismus zur Verbindungsbildung geklärt werden.

#### 5.1.1 Modelle und Parametrisierung

Um den Prozess des einseitigen Widerstandslötens detailliert zu verstehen, soll, mithilfe des zuvor entwickelten Standardsimulationsmodells aus Abbildung 4-1, der Prozessverlauf sowie der Erwärmungsmechanismus aufgezeigt und analysiert werden. Um die Verfahrensbesonderheit des einseitigen Widerstandslötprozesses darzustellen, wurde der einseitige Widerstandspunktschweißprozess dem gegenübergestellt. Zu diesem Zweck wurde ebenso ein analoges Simulationsmodell für das Widerstandsschweißen aufgebaut. Um eine Vergleichbarkeit zu erhalten, wurde bei der Prozessparametrisierung darauf geachtet, dass der Mindestlinsendurchmesser beim Schweißen von ca. 4,3 mm normgerecht ( $3,5 \cdot \sqrt{h}$  gemäß DVS 2902-3 [42]) ausgelegt ist. Beim Widerstandslöten wurde der Prozess beendet, sobald ein Kontakt zwischen Lot und Rohr erzeugt und das Lot vollkommen aufgeschmolzen wurde. Das genutzte Simulationsmodell zum einseitigen Widerstandsschweißen ist in Abbildung 5-1 dargestellt.

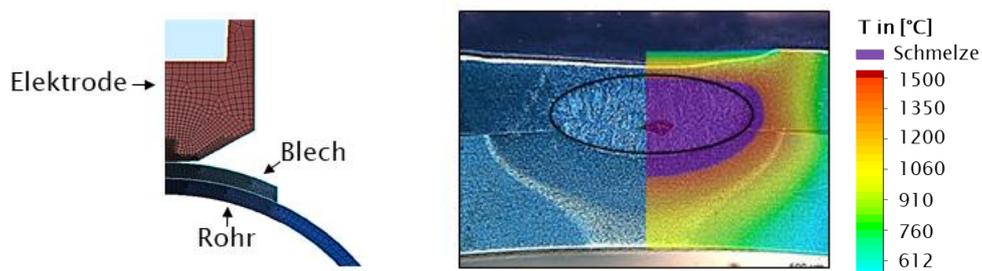


Abbildung 5-1: Darstellung des Simulationsmodells zum einseitigen Widerstandsschweißen (links); Vergleich zwischen numerisch und experimentell ermittelter Linsengröße mit  $I = 7 \text{ kA}$ ,  $t = 110 \text{ ms}$ ,  $F_A = 1,0 \text{ kN}$  (rechts)

Vergleicht man den experimentell ermittelten Linsendurchmesser von 5,8 mm mit dem Simulationsergebnis von 6,2 mm bei identischer Parametrisierung ( $I = 7 \text{ kA}$ ,  $t = 110 \text{ ms}$ ,  $F_A = 1,0 \text{ kN}$ ), so ist zu erkennen, dass nur eine geringe Abweichung von ca. 6 % vorliegt. Die gewählten Simulationsmodelle (Schweißen und Löten) können somit unterstützend genutzt werden, um das jeweilige Fügeverfahren während der einzelnen Prozessphasen zu analysieren.

### 5.1.2 Vorhaltephase

Die Wirkmechanismen während der Vorhaltephase beim einseitigen Widerstandslöten wurden bereits teilweise im Rahmen der Validierung des mechanischen Modells in Abbildung 4–5 betrachtet. Hier wurden kraftabhängig die resultierenden Kontaktverhältnisse mithilfe einer Druckmessfolie analysiert und mit den numerisch ermittelten Werten verglichen. Es wurde deutlich, dass ab einer Kraft von 2,4 kN ein Kontakt zwischen Lot und Rohr hergestellt wurde. Da jedoch eine indirekte Lotkontaktierung gewünscht ist (vgl. Kapitel 3.1), wurde für die folgenden Analysen eine Anpresskraft von 1,8 kN gewählt. Bei dieser Kraftstufe bildet sich ein maximaler Kontaktdurchmesser zwischen Elektrode und Blech aus, ohne dass der Lotspalt zwischen Lot und Rohr bereits während der Anpressphase geschlossen wird. Weiter wird durch einen vergrößerten Kontaktdurchmesser (E–B) der Übergangswiderstand zwischen Elektrode und Blech minimiert, sodass ein ungewollter Temperaturanstieg vermieden wird. Um eine Vergleichbarkeit zum einseitigen Widerstandsschweißen herzustellen, wurden, in gleicher Art und Weise, die Kontaktflächen nach der Anpressphase mithilfe einer drucksensitiven Folie analysiert. Vergleicht man also die resultierenden Kontaktflächen zwischen Elektrode und Blech sowie zwischen Blech und Rohr beim einseitigen Widerstandslöten mit dem einseitigen Widerstandsschweißprozess nach der Anpressphase, so wird der Prozessunterschied deutlich (Abbildung 5–2).

Durch die wirkende Kraft während der Anpressphase bilden sich beim einseitigen Widerstandsschweißen lokal definierte Kontaktflächen zwischen Elektrode und Blech (E–B) sowie zwischen Blech und Rohr (B–R) axial unterhalb der Arbeitselektrode aus. Vergleicht man das einseitige Widerstandslöten in gleicher Art und Weise, zeigt sich der Unterschied. Trotz einer ebenso lokal definierten Kontaktsituation zwischen Elektrode und Blech (E–B), unterscheidet sich die Kontaktsituation zwischen Blech und Rohr (B–R) aufgrund des definierten Lotspaltes. Direkt unterhalb des Lotes, also im Bereich der späteren Fügezone, bildet sich nach Beendigung der Anpressphase kein

Kontakt aus. Die Kontaktierung wird demnach zwischen Blech und Rohr in einem definierten Bereich um die spätere Fügezone erzeugt.

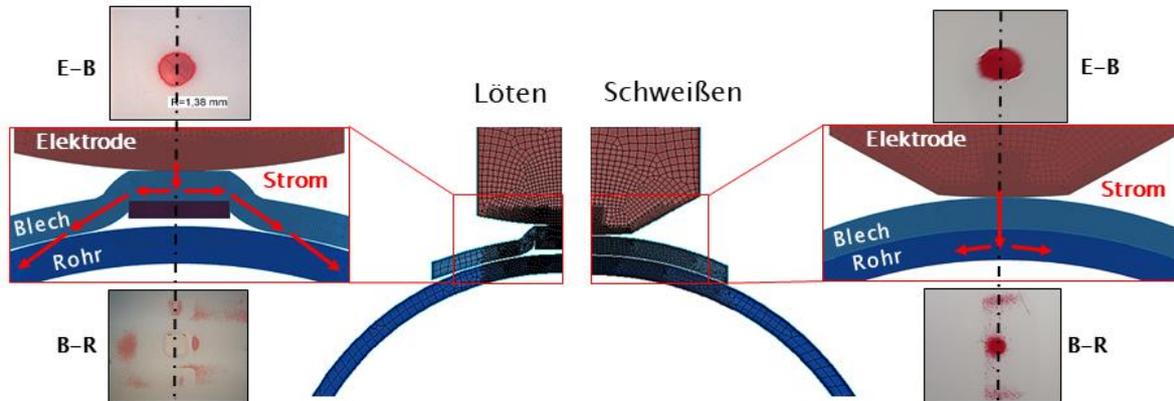


Abbildung 5-2: Vergleich zwischen der Kontaktsituation und des Stromflusses beim einseitigen Widerstandslöten (links) sowie beim einseitigen Widerstandsschweißen (rechts): E-B = Kontaktfläche Elektrode - Blech, B-R = Kontaktfläche Blech - Rohr

### 5.1.3 Stromphase

**Stromfluss.** Wird also im Anschluss an die Vorhaltezeit Strom zugeschaltet, führt die in Abbildung 5-2 dargestellte Kontaktsituation ebenso zu Unterschieden im Stromfluss. Aufgrund des geringeren Widerstandes fließt der Strom über die druckreichen Kontaktflächen. Beim einseitigen Widerstandsschweißen führt dies zu einem direkten Stromfluss durch die spätere Fügezone, axial unterhalb der Elektrode. Hierdurch werden Nebenschlüsse weitestgehend vermieden. Im Gegensatz führt die spezielle Kontaktsituation beim Widerstandslöten gezielt dazu, dass der Strom über die ermittelten Kontaktflächen, welche um die Fügezone angeordnet sind, geleitet wird. Der dadurch entstehende indirekte Stromfluss führt somit zur Bildung von deutlich sichtbaren Nebenschlüssen auf der Rohroberfläche (Abbildung 5-3).

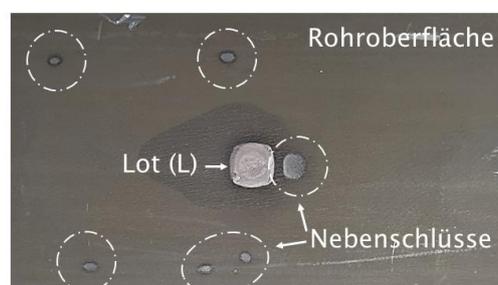


Abbildung 5-3: Deutlich sichtbare Nebenschlüsse auf der Rohroberfläche beim einseitigen Widerstandslöten nach der Stromphase

**Nebenschlussituation beim einseitigen Widerstandslöten.** Um den Zusammenhang zwischen der Nebenschlussituation und der Kontaktsituation beim einseitigen Widerstandslöten zu verdeutlichen, wurden die Kontaktflächen zwischen Blech und Rohr bei verschiedenen Kraftstufen (0,6 kN, 1,2 kN, 1,8 kN, 2,4 kN, 3,0 kN) erneut mithilfe einer drucksensitiven Folie ermittelt und mit der Nebenschlussituation nach dem Löten (vgl. Abbildung 5-3) verglichen. Betrachtet man die Lage der Nebenschlüsse aller getesteten Prüflinge (n = 101) nach dem Lötprozess, so lassen sich unabhängig vom Kraftniveau fünf charakteristische Nebenschluss-Cluster bilden. Abbildung 5-4 (links) veranschaulicht die Position der ermittelten Cluster in Bezug auf die spätere Lötverbindung L.

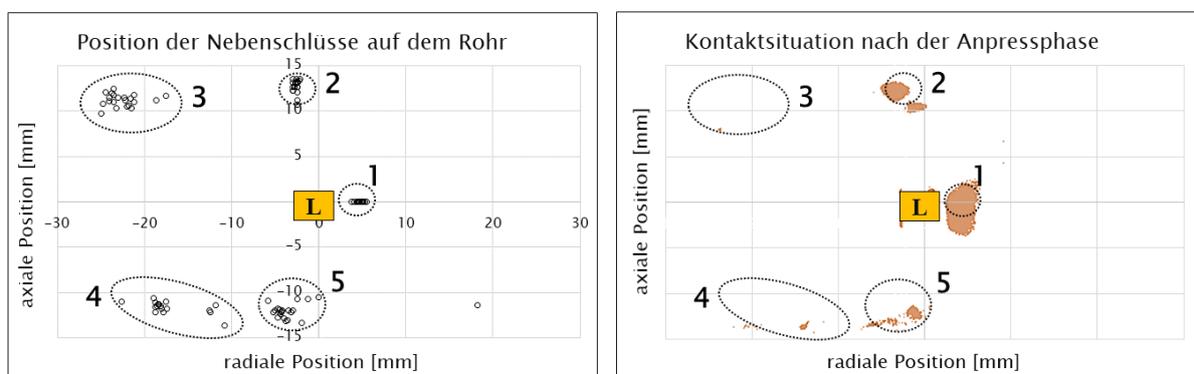


Abbildung 5-4: Zusammenhang zwischen Nebenschlussituation (links) und Kontaktsituation (rechts) beim einseitigen Widerstandslöten (L = Lot)

Vergleicht man die charakteristische Position der fünf Nebenschlussbereiche mit der ermittelten Kontaktsituation (Abdruck auf der drucksensitiven Folie nach der Anpressphase), wird der Zusammenhang deutlich (Abbildung 5-4, rechts). Die ermittelte Kontaktsituation entspricht sichtbar der Nebenschlussituation. Die Kontaktkraft bewirkt dabei einen Druckanstieg im Bereich der dargestellten Kontaktcluster. Die daraus resultierende Annäherung der Kontaktflächen (Rohr und Blech) führt zu einer Verringerung des Kontaktwiderstands in diesem definierten Bereich, weshalb Nebenschlüsse entstehen. Betrachtet man jedoch nicht nur die Lage, sondern auch die Größe der einzelnen Kontaktflächen oder Nebenschlüsse, so zeigt sich, dass der Nebenschluss 1 (neben der Lötstelle L) am größten ausgebildet ist. Die Nebenschlüsse 2 bis 5 sind hingegen deutlich kleiner. Bei der Betrachtung der verschiedenen Kraftniveaus wurde zudem sichtbar, dass die Nebenschlussgröße bei höheren Kräften sinkt.

**Erwärmungsmechanismus.**

Die Unterschiede in der Art des Stromflusses führen ebenso zu einem unterschiedlichen Erwärmungsprozess. Abbildung 5–5 zeigt den Temperaturverlauf und den resultierenden Erwärmungsprozess beim einseitigen Widerstandsschweißen. Nach einer Anpressphase von 100 ms kommt es hier zu einem sprunghaften Anstieg der Temperatur axial unterhalb der Elektrode im Interface zwischen Blech und Rohr. Bereits nach nur wenigen Millisekunden (hier: 10 ms) wurde im Blech und im Rohr eine Maximaltemperatur von ca. 1400 °C berechnet. Der direkte Stromfluss führt dementsprechend zur direkten Erwärmung der späteren Verbindungszone. Steigt die Stromzeit weiter an, kommt es aufgrund der fortgeführten Erwärmung zur Überschreitung der Schmelztemperatur und folglich zur Bildung einer Schweißlinse. Diese wächst im weiteren Prozessverlauf stetig. Ist der gewünschte Mindestlinsendurchmesser erreicht, kann die Schweißphase beendet werden. Im dargestellten Beispiel konnte nach 230 ms (also nach einer Stromzeit von 130 ms) eine ausreichend große Linse erzeugt werden. Zu diesem Zeitpunkt wurden Maximaltemperaturen von ca. 1700 °C im Rohr und im Blech berechnet.

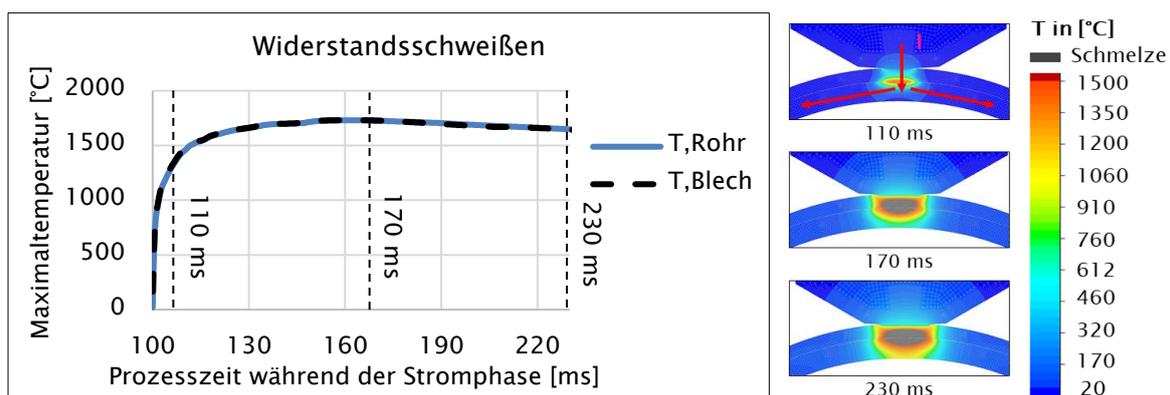


Abbildung 5–5: Simulierter Temperaturverlauf und Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandsschweißen während der Stromphase 100 ms – 230 ms, Vorhaltezeit = 100 ms, (I = 7 kA)

Vergleicht man darauf aufbauend den Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandslöten, so wird der Unterschied deutlich (Abbildung 5–6). Die spezielle Kontaktsituation zwischen Lot und Rohr führt, wie bereits festgestellt, zu einem indirekten Stromfluss. Betrachtet man die berechnete Temperaturverteilung zum Zeitpunkt von 135 ms, zeigt sich bereits der Vorteil des daraus resultierenden indirekten Erwärmungsmechanismus. Zu diesem Zeitpunkt findet die Haupterwärmung im Blech nahe der Elektrode statt. Trotz einer Maximaltemperatur des Bleches von ca. 830 °C ist das Rohr (ca. 120 °C) und das Lot (ca. 209 °C) thermisch nahezu unbeeinflusst. Vergleicht man demgegenüber den Widerstandsschweißprozess, so lässt sich bei einer identischen Prozesszeit eine deutlich höhere Blech- und Rohrtemperatur

(ca. 1400 °C) feststellen. Analysiert man weiter den Widerstandslötprozess, so wird deutlich, dass bei steigender Prozesszeit die Lottemperatur linear ansteigt. Bereits zum Zeitpunkt  $t = 170$  ms beträgt die maximale Lottemperatur ca. 520 °C. Die indirekte Erwärmung des Lotes wird hier durch die Erwärmung des Bleches ( $t = 170$  ms;  $T_{\text{Blech}}$  ca. 1200 °C) sichergestellt. Das Rohr bleibt weiterhin thermisch nahezu unbeeinflusst ( $t = 170$  ms;  $T_{\text{Rohr}} = 170$  °C). Erst bei ca. 220 ms ist ein sprunghafter Anstieg der Rohrtemperatur sichtbar. Betrachtet man das Fügeresultat zu diesem Zeitpunkt genauer, wird die Ursache deutlich. Aufgrund der zunehmenden thermischen und mechanischen Belastung wird der initiale Lotspalt zwischen Lot und Rohr geschlossen. Das zu diesem Zeitpunkt auf knapp 990 °C vorgewärmte Lot kommt in Kontakt mit der Rohroberfläche. Kurz danach lässt sich eine Maximaltemperatur an der Rohroberfläche von 900 °C ermitteln. Im Bereich des Rohrkontaktes sinkt die Lottemperatur in geringem Maße. Ein Wechsel vom vormals indirekten Stromfluss zum direkten Stromfluss führt im weiteren Prozess zu einer weiteren Erwärmung des Rohres und des Lotes. Erst nachdem ein vollständiges Aufschmelzen des Lotes beobachtet werden konnte, wurde die Stromphase bei 300 ms beendet. Zu diesem Zeitpunkt wurde eine maximale Rohrtemperatur von ca. 1150 °C ermittelt. Betrachtet man erneut die Ergebnisse aus der optisch/qualitativen Modellvalidierung hinsichtlich des Temperaturverlaufs (Abbildung 4–6), wird der Erwärmungsprozess ebenso sichtbar.

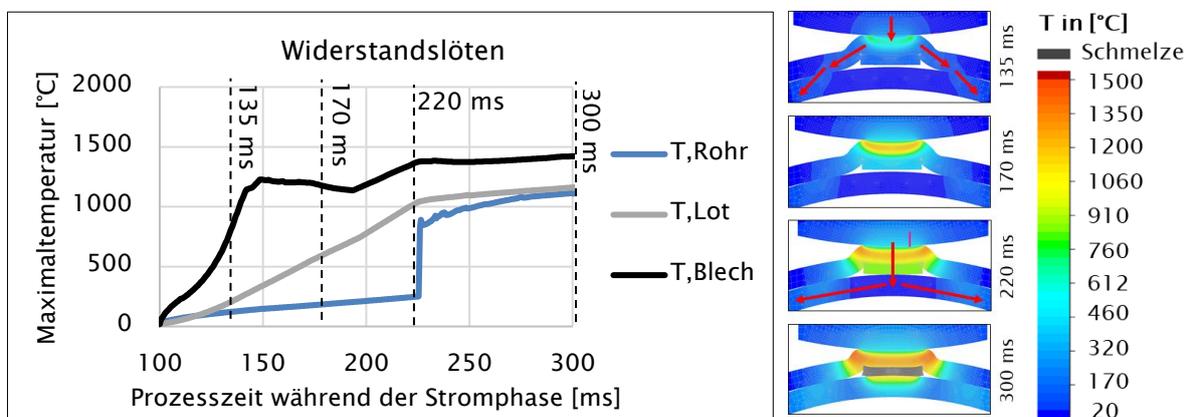


Abbildung 5–6: Simulierter Temperaturverlauf und Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandslöten während der Stromphase 100 ms – 300 ms, Vorhaltezeit = 100 ms,  $I = 6$  kA

**Stromdichte/Temperatur.** Um den dargestellten Prozessverlauf des Widerstandslötens noch genauer zu verstehen, ist das Zusammenspiel zwischen Stromdichte und Temperatur in Abbildung 5–7 dargestellt. Aufgrund des Spaltes zwischen Lot und Rohr zu Prozessbeginn ist eine Erhöhung der Stromdichte hauptsächlich im

Kontaktbereich zwischen Elektrode und Blech sichtbar. Weiter lässt sich sowohl ein geringer Anstieg der Stromdichte im Kontaktbereich zwischen Lot und Blech als auch zwischen Blech und Rohr feststellen. Ein deutlicher Temperaturanstieg im Blech ist die Folge, was ebenso eine indirekte Erwärmung des Lotes ermöglicht. Wird der Lotspalt durch einen ausreichend hohen mechanischen und thermischen Energieeintrag überwunden, wird ein Kontakt zwischen dem Lot und dem Rohr realisiert, was einen direkten Stromfluss durch die Fügezone zur Folge hat. Ab 230 ms lässt sich somit ebenso eine erhöhte Stromdichte im Kontaktbereich zwischen Lot und Rohr feststellen. Neben der erhöhten Temperatur im Blech kann eine Erhöhung der Rohrtemperatur ermittelt werden.

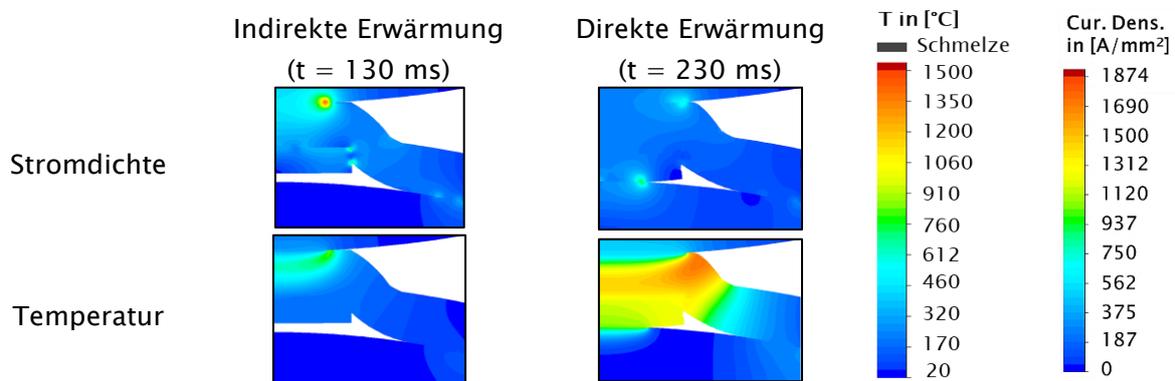


Abbildung 5-7: Simulierte Stromdichte- und Temperaturverteilung beim einseitigen Widerstandslöten

#### 5.1.4 Nachhaltephase

Betrachtet man die Nachhaltephase, so ist in beiden Prozessen ein konstantes Abkühlverhalten der Bauteile erkennbar. Durch das Aufrechterhalten der Anpresskraft wird die Kühlung sowie die Erstarrung der Linse bzw. des Lotes gefördert. Abbildung 5-8 zeigt die Abkühlkurve beim einseitigen Widerstandslöten. Nach Beendigung der Stromphase, also nachdem das Lot bei 300 ms vollkommen aufgeschmolzen wurde, beginnt die Abkühlphase. Es ist generell zu erkennen, dass die Abkühlrate in den ersten 300 ms, also zwischen 300 ms und 600 ms, deutlich höher ist. Als Beispiel sinkt in diesem Zeitintervall die Maximaltemperatur des Bleches um 900 °C, also von ca. 1400 °C bei 300 ms auf ca. 500 °C bei 600 ms. Zwischen 600 ms und 900 ms beträgt die Temperaturdifferenz des Bleches nur noch ca. 220 °C. Betrachtet man weiter die Temperaturverteilung wird deutlich, dass die Elektrode den Abkühlprozess fördert. Durch das nicht Vorhandensein einer Gegenelektrode unterhalb der Fügezone verbleibt die generierte Wärme, trotz geringerer Maximaltemperatur, länger im jeweiligen Rohr.

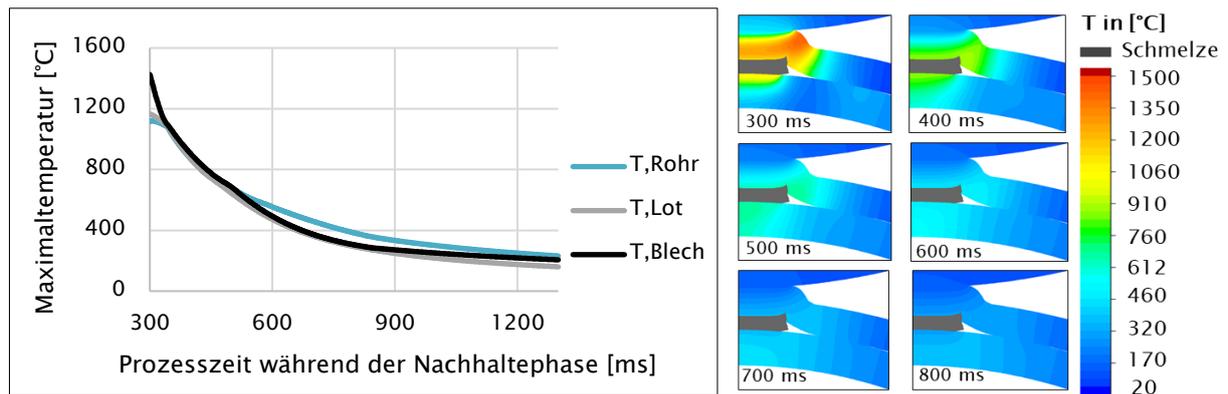


Abbildung 5-8: Maximaltemperaturen während der Nachhaltephase beim einseitigen Widerstandslöten inkl. Temperaturverteilung zu ausgewählten Prozesszeiten

### 5.1.5 Zusammenfassung des Prozessvorteils

Vergleicht man letztendlich das einseitige Widerstandsschweißen mit dem einseitigen Widerstandslöten, so wird der Unterschied sowie der Verfahrensvorteil deutlich. Beim einseitigen Widerstandsschweißen werden beide Fügepartner aufgrund der definierten Kontaktsituation nach der Anpressphase gleichermaßen stark erwärmt. Die Haupterwärmung findet hier direkt im Interface zwischen Blech und Rohr, also in der späteren Fügezone, statt und breitet sich im weiteren Verlauf multidirektional aus. Die Liquidustemperatur beider Fügepartner wird bereits nach geringen Prozesszeiten erreicht, sodass sich eine Schweißlinse bildet. Der beschriebene Erwärmungsprozess ist in Abbildung 5-9 b) dargestellt.

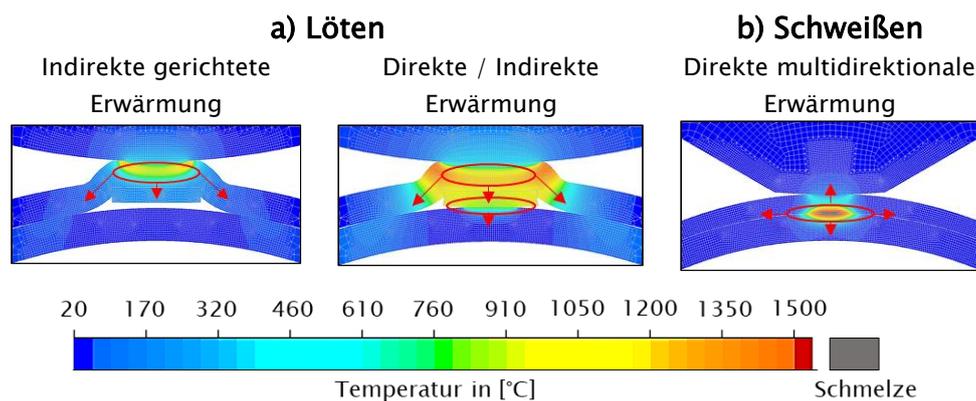


Abbildung 5-9: Vergleich der Erwärmungsmechanismen – a) 2-stufiger Erwärmungsprozess beim einseitigen Widerstandslöten; b) direkter Erwärmungsprozess beim einseitigen Widerstandsschweißen

Im Vergleich dazu wird der Prozessvorteil beim einseitigen Widerstandslöten mit indirekter Lotkontaktierung deutlich. Hier kommt es im ersten Schritt zu einer initialen Erwärmung des Bleches. Durch die darauffolgende gerichtete Temperaturausbildung

in Richtung des Rohres, wird das Lot indirekt erwärmt, ohne dass das Rohr erhöhten Temperaturen ausgesetzt ist. Grund hierfür ist der definierte Lotspalt zwischen Lot und Rohr. Erst wenn das Lot eine ausreichend hohe Temperatur besitzt (knapp unterhalb der Liquidustemperatur des Lotes) schließt sich der Lotspalt. Parallel zum indirekten Erwärmungsprozess wird die spätere Fügezone nun ebenso direkt erwärmt, bis das Lot die Schmelztemperatur erreicht (Abbildung 5–9 a)). Betrachtet man weiter die jeweilige Rohrtemperatur über die Prozesszeit als Indikator für die ins Rohr eingebrachte Wärmemenge, wird der Vorteil des 2–stufigen indirekten Erwärmungsprozesses beim einseitigen Widerstandslöten erneut deutlich (Abbildung 5–10). Bereits auf den ersten Blick ist erkennbar, dass das Rohr beim Widerstandsschweißen deutlich höheren Temperaturen ausgesetzt ist. Beim Schweißen kommt es demnach zur sofortigen direkten Erwärmung der Fügepartner, was sich in einem steilen Temperaturanstieg äußert. Im Unterschied dazu ist, bis zu einer Zeit von ca. 230 ms, das Rohr beim Löten noch thermisch nahezu unbeeinflusst. In dieser Prozessphase findet der oben beschriebene indirekte Erwärmungsmechanismus statt. Erst im weiteren Verlauf ist ein sprunghafter Anstieg der Rohrtemperatur sichtbar. Ab diesem Zeitpunkt kommt das Lot in Kontakt mit dem Rohr. Eine direkte Erwärmung ist die Folge. Trotz der geringeren Stromzeit (Schweißen: 130 ms, Löten: 200 ms) ermöglicht der spezielle Erwärmungsprozess eine deutliche Reduktion der ins Rohr eingebrachten Temperatur. Aufgrund der geringeren thermischen Rohrbelastung kann davon ausgegangen werden, dass ebenso dünnwandige Rohre bzw. Hohlprofile mittels einseitigem Widerstandslöten deformationsfrei gefügt werden können. Ziel sollte es ebenso sein, den indirekten Erwärmungsprozess optimal auszulegen, sodass die thermische Rohrschädigung möglichst gering ist. Ein experimenteller Vergleich zwischen Schweißen und Löten hinsichtlich der resultierenden Deformation wird in Kapitel 6 diskutiert.

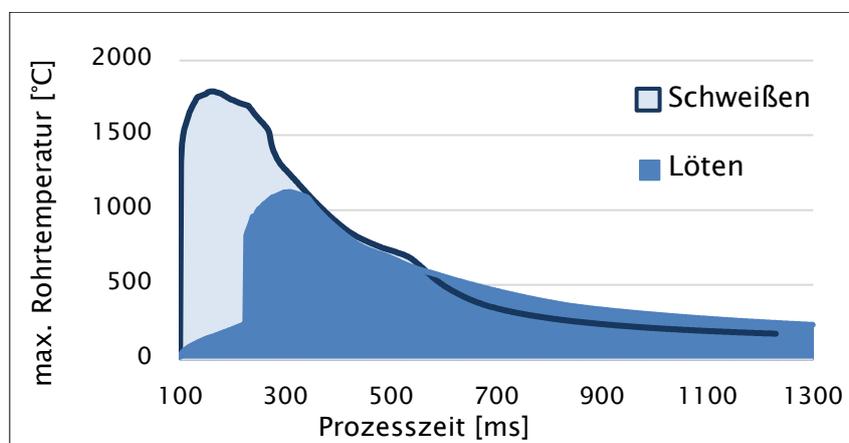


Abbildung 5–10: Numerisch ermittelte maximale Rohrtemperatur beim Schweißen und beim Löten über die Prozesszeit als Indikator für die ins Rohr eingebrachte Wärme nach einer Vorhaltezeit von 100 ms

## 5.2 Verbindungsbildung und Verbindungscharakterisierung

### 5.2.1 Charakterisierung der Bruchfläche

**Darstellung charakteristischer Bruchtypen.** Nachdem der Erwärmungsmechanismus theoretisch geklärt wurde, soll im weiteren Verlauf die Verbindungsbildung beim einseitigen Widerstandslöten genauer betrachtet und charakterisiert werden. Hierzu wurden im ersten Schritt Standardprüflinge mit unterschiedlichen Parametern systematisch erzeugt. In Anlehnung an die DIN EN ISO 10447 [113] wurden die Verbindungen mithilfe der Schälprüfung (Schälprüfung mit Schraubstock und Zange) zerstört und die resultierenden Bruchflächen begutachtet. In Abbildung 5-11 (links) sind exemplarische Bruchflächen in Abhängigkeit der Stromzeit und der Stromstärke dargestellt. Vergleicht man diese mit dem Widerstandsschweißprozess (Abbildung 2-4), so wird der Unterschied deutlich. Weder entsteht gemäß DVS 2916-1 [37] ein definierter Ausknöpfdurchmesser noch ist eine direkte Unterscheidung in Ausknöpfbruch bzw. Scherbruch möglich. Um dennoch eine Charakterisierung der entstandenen Lötverbindungen vornehmen zu können, wurde die Begutachtung in Anlehnung an die Klebetechnik durchgeführt. Hier wird der Begriff der Adhäsion genutzt, um Kräfte zwischen dem Klebstoff und dem entsprechenden Füge teil zu beschreiben. Als Kohäsion werden demnach die Kräfte innerhalb der Klebeschicht beschrieben [24], [31]. Die Bruchcharakteristik beim Widerstandslöten lässt sich in ähnlicher Art und Weise darstellen. Im Folgenden beschreibt ein adhäsiver Bruch somit ein Versagen zwischen dem Lot und dem Füge teil. Hingegen ist ein kohäsiver Bruch durch ein Versagen innerhalb des Lotes gekennzeichnet. In Abbildung 5-11 (rechts) ist der jeweilige Bruchcharakter in einem Schliff dargestellt.

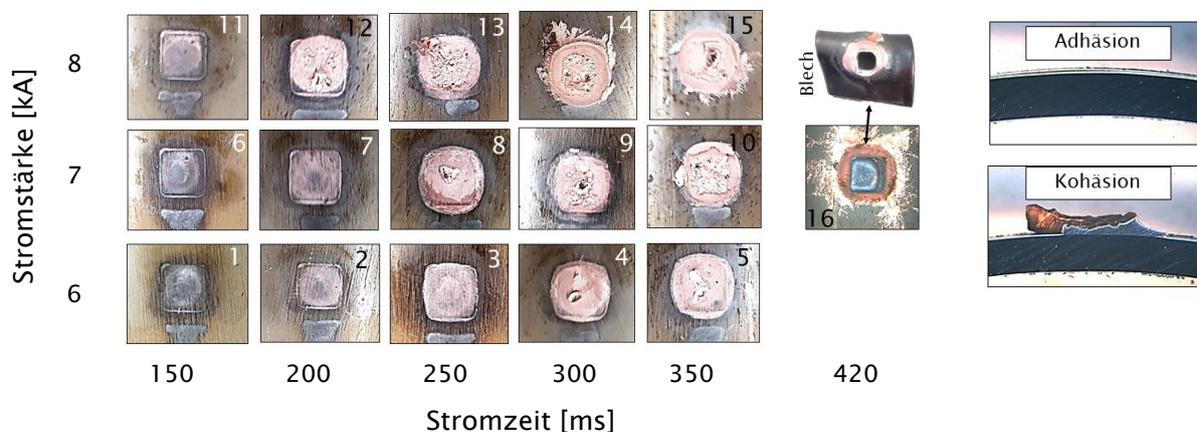


Abbildung 5-11: Bruchflächen (Schälprüfung) in Abhängigkeit von Strom und Zeit beim einseitigen Widerstandslöten (links); Vergleich zwischen adhäsivem und kohäsivem Bruchbild im Schliff (rechts)

Betrachtet man also die entstandenen Bruchflächen nach erfolgreicher Schälprüfung (Abbildung 5-11, links), wird die Bruchflächenentwicklung in Abhängigkeit des Energieeintrags deutlich. Generell wird sichtbar, dass sowohl bei einer Erhöhung der Zeit als auch bei einer Erhöhung der Stromstärke, die Intensität des am Rohr zurückgebliebenen Lotanteils steigt. Ist also der Energieeintrag zu gering (Abbildung 5-11; Beispiel 1, 2, 3, 6, 7, 11), kommt es zu einem rein adhäsiven Bruch zwischen Lot und Rohr. Die sichtbare Bruchfläche entsteht hier in der Mitte der Fügezone und breitet sich mit zunehmender Zeit und/oder Stromstärke weiter aus. Steigt der Energieeintrag, kann die Entstehung eines kohäsiven Bruchanteils in der Mitte der Bruchfläche beobachtet werden (Abbildung 5-11; Beispiel 4, 5, 8). Eine weitere Erhöhung der Energie führt zu einem rein kohäsiven Bruch (Abbildung 5-11; Beispiel 9, 10, 12). Im Anschluss zum rein kohäsiven Bruch führt ein weiterer Energieeintrag zur Spritzerbildung zwischen Blech und Rohr (Abbildung 5-11; Beispiel 13, 14, 15). Erst wenn die Energie noch weiter gesteigert wird (hier bei 7 kA und 420 ms), ist ein Versagen des Bleches erkennbar (Abbildung 5-11; Beispiel 16).

**Einfluss des Energieeintrags auf die Bruchcharakteristik.**

Zusätzlich zu den verschiedenen Brucharten ändert sich ebenso die Größe der auf dem Rohr sichtbaren Bruchfläche in Abhängigkeit des Energieeintrags. Dieser Zusammenhang sowie die Ermittlung der Bruchfläche ist in Abbildung 5-12 dargestellt.

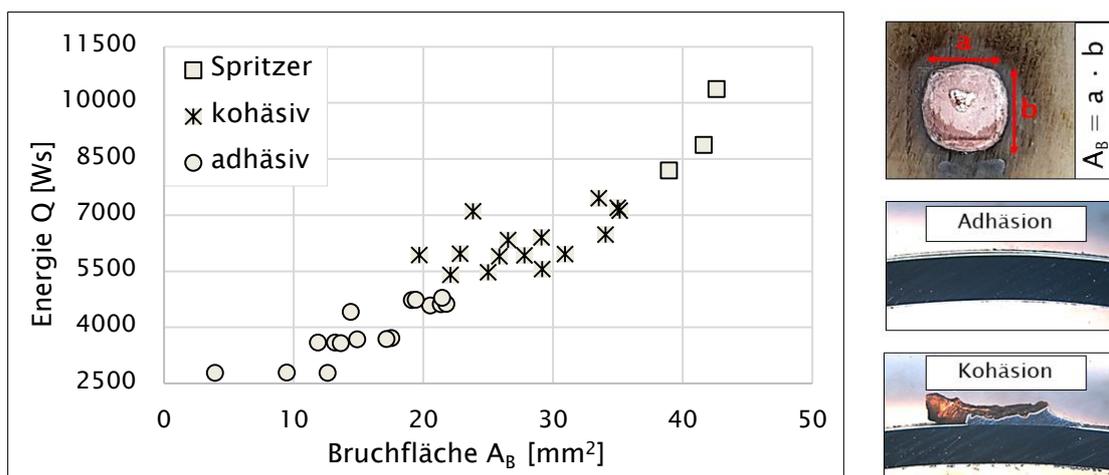


Abbildung 5-12: Zusammenhang zwischen Bruchfläche, Bruchart und Energieeintrag

Unterhalb von 2500 Ws ist keine Haftung nach erfolgreichem Prozessverlauf erkennbar. Eine Ermittlung der Bruchfläche konnte demnach nicht durchgeführt werden. Wird die Energie gesteigert, z.B. durch die Erhöhung der Stromstärke oder der Prozesszeit,

lässt sich zwischen 2500 Ws und 5000 Ws ein adhäsives Bruchbild feststellen. Vergleicht man die gemessenen Bruchflächen  $A_B$  in diesem Energiebereich untereinander, so wird eine Vergrößerung der Bruchfläche bei steigendem Energieeintrag deutlich. Im adhäsiven Bereich wurden demnach Bruchflächen zwischen 4 mm<sup>2</sup> und 22 mm<sup>2</sup> ermittelt. Ab ca. 5000 Ws wechselt die Bruchart von adhäsiv zu kohäsiv. Auch hier steigt energieabhängig die Gesamtbruchfläche von minimal 20 mm<sup>2</sup> bis auf maximal 35 mm<sup>2</sup> an. Erst ab einem Wert größer 8000 Ws lassen sich Spritzer detektieren. Ein Blechversagen wurde bei Energieeinträgen > 11000 Ws ermittelt.

**Zusammenfassung der Bruchentstehung.**

Betrachtet man also den Bruch-

charakter in Abhängigkeit der Energie, lässt sich der Entstehungsprozess schematisch gemäß Abbildung 5–13 darstellen. Bei Energiewerten knapp oberhalb von 2500 Ws kommt es zur initialen Ausbildung einer adhäsiven Haftung zwischen Lot und Rohr. Diese Kontaktart bildet sich, aufgrund der balligen Elektrodenform, in der Mitte der Lotfläche aus. Wird die Energie gesteigert, erhöht sich die adhäsive Verbindungsfläche, bis die gesamte Lotfläche ( $b_L \times \ell_L$ ) in Verbindung zum Rohr steht. Bei weiterer Erhöhung des Energieeintrags (hier > 5000 Ws) ändert sich der Bruchcharakter. Neben dem adhäsiven Bruchbild kommt es in der Mitte der Verbindung zur Ausbildung eines kohäsiven Bruchanteils, welcher sich ebenso mit steigender Energie vergrößert. Erst bei der Überschreitung eines bestimmten Energielevels (hier > 8000 Ws) kommt es zur Entstehung von Grenzflächenspritzern. Ein weiterer Energieanstieg (> 11000 Ws) führt zuletzt zu einem Bruch im Blechwerkstoff.

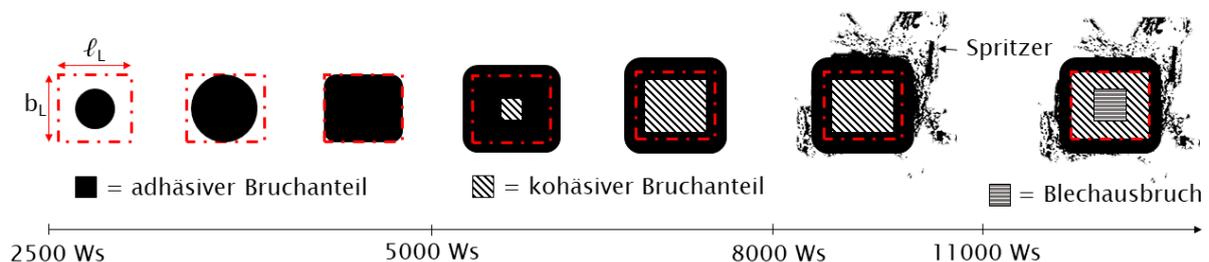


Abbildung 5–13: Schematische Darstellung der Bruchflächenentwicklung auf der Rohroberfläche bei steigendem Energieeintrag mit  $\ell_L$  = initiale Lotlänge und  $b_L$  = initiale Lotbreite

**Einfluss der Bruchcharakteristik auf die Verbindungsfestigkeit.**

Um den

Einfluss der detektierten Bruchcharakteristik auf die Verbindungsfestigkeit weiter zu untersuchen, wurden Abbruchversuche durchgeführt. Hierzu wurde der Prozess, nach

erfolgreicher Vorhaltezeit, alle 35 ms unterbrochen und die resultierende Bruchfläche, die Bruchart sowie die Scherkraft (gemäß Abbildung 3-11) anhand von drei identischen Prüflingen ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-14 dargestellt.

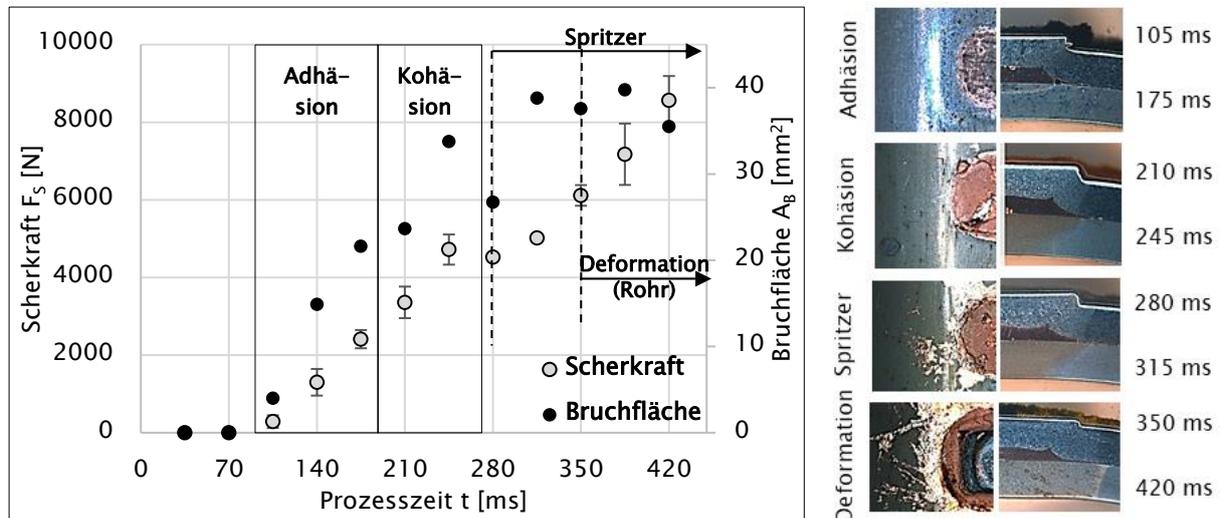


Abbildung 5-14: Ermittlung von Scherkraft und Bruchfläche in Abhängigkeit der erzeugten Bruchcharakteristik (Adhäsion ab 2533 Ws, Kohäsion ab 5306 Ws,  $I = 7$  kA)

Zwischen 105 ms und 175 ms wurde demnach ein rein adhäsives Bruchbild festgestellt. Hier wurden Scherkräfte  $F_s$  von maximal 2400 N erreicht, bei einer gemessenen Bruchfläche von ca. 20 mm<sup>2</sup>. Bei gesteigerter Prozesszeit, also zwischen 210 ms und 245 ms, ist ein kohäsives Bruchbild erkennbar. Die ermittelte Scherkraft liegt hier in einem Bereich zwischen 3400 N und 4700 N. In diesem Prozessbereich steigt ebenso die gemessene Bruchfläche auf maximal 34 mm<sup>2</sup> an. Vergleicht man die maximale Scherkraft des adhäsiven Bereichs (2400 N) mit der maximalen Scherkraft des kohäsiven Bereichs (4700 N), so ist nahezu eine Verdopplung der Verbindungsfestigkeit durch eine Erhöhung der Prozesszeit um 70 ms erkennbar. Sobald Grenzflächenspritzer detektiert wurden, in diesem Fall ab 280 ms, sinkt die Verbindungsfestigkeit trotz erneut gesteigerter Prozesszeit. Im Vergleich zur maximal ermittelten Scherkraft von 4700 N bei 245 ms kommt es bei 280 ms zu einer Kraftreduktion auf 4500 N. Bei Betrachtung der Bruchfläche wird die Ursache für den Festigkeitsabfall deutlich. Durch das Verspritzen des Lotmaterials sinkt die gemessene Bruchfläche um ca. 25 %. Demnach steht weniger Lotmaterial zur Verbindungsbildung zur Verfügung. Erst bei einer fortlaufenden Erhöhung der Prozesszeit wächst sowohl die Bruchfläche als auch die Scherkraft trotz einer gleichzeitigen Steigerung der Spritzerintensität weiter an. Betrachtet man jedoch die WEZ sowie die lokale Deformation des Rohres im Schliff als weiteres Restriktionskriterium, wird deutlich, dass ab ca. 280 ms das Rohr bereits

vollkommen durchwärmt ist. Ab 350 ms kommt es durch den erhöhten Energieeintrag zur weiteren Ausbreitung der WEZ, was letztendlich zu einer lokalen Rohrdeformation unterhalb der Fügezone führt. Sobald eine Deformation detektiert wurde (ab 350 ms), stagnierte die gemessene Bruchfläche bei einem Wert von ca. 38 mm<sup>2</sup>. Weiter unterliegen die erhöhten Verbindungsfestigkeiten ab 350 ms starken Schwankungen. Erst bei 420 ms kommt es zum Ausbruch des Bleches. Trotz einer Kraft von bis zu 8500 N, wird eine solche Verbindung als nicht optimal bewertet, da in diesem Fall eine deutliche Deformation des Rohres detektiert wurde. Um also eine möglichst optimale Verbindung zu erzeugen, ohne das Rohr zu deformieren, bei einer gleichzeitig hohen Scherkraft, sind Prüflinge mit kohäsivem Bruchbild zu wählen. Sobald sich Spritzer ausbilden, ist von einer Reduktion der Scherkraft auszugehen. Noch höhere Prozesszeiten führen zwar zu einer weiteren Erhöhung der Festigkeit, jedoch wird dabei das Rohr teils stark deformiert. Demnach sollten Grenzflächenspritzer bzw. Lotspritzer bei der Wahl eines geeigneten Parameterraums als oberer Grenzwert dienen.

### 5.2.2 Charakterisierung der Spritzerbildung

**Spritzerarten.** Während bei der Charakterisierung der Bruchfläche der Fokus auf den Lot- bzw. Grenzflächenspritzern lag, lassen sich ebenso Oberflächenspritzer im Prozessverlauf feststellen. Oberflächenspritzer entstehen generell zwischen Blech und Elektrode, wo hingegen Grenzflächenspritzer zwischen Blech und Rohr sichtbar werden. Abbildung 5–15 zeigt den Unterschied zwischen den Spritzerarten sowie schematisch das jeweilige Auftreten in Folge einer geänderten Stromstärke bzw. Prozesszeit. Es wurde deutlich, dass das Auftreten eines Oberflächenspritzers schon deutlich vor dem Auftreten eines Grenzflächenspritzers stattfindet.

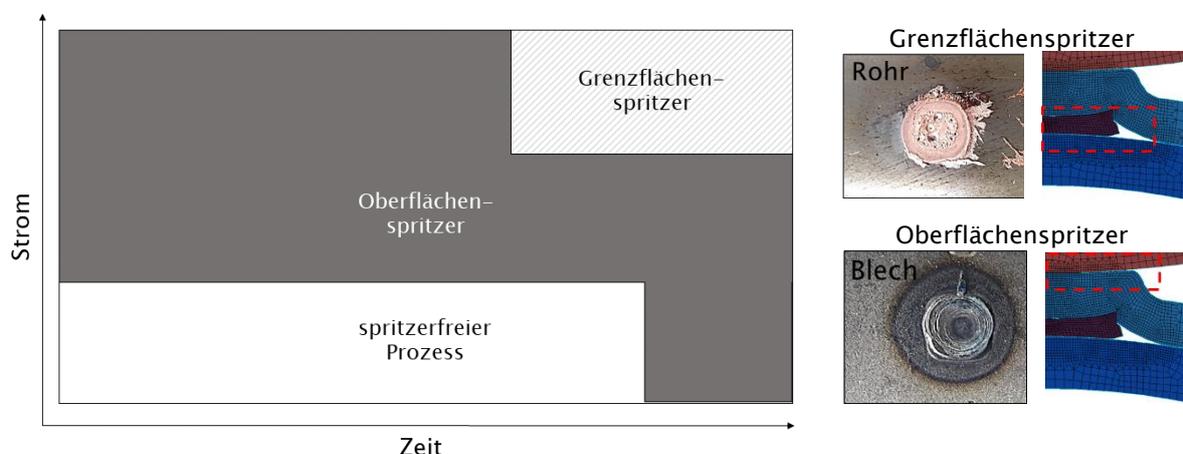


Abbildung 5–15: Schematischer Zusammenhang zwischen Grenzflächen- und Oberflächenspritzern

Entscheidend für die Entstehung eines Spritzers an der Oberfläche des Bleches ist demnach nicht allein der Energieeintrag, sondern hauptsächlich die gewählte Stromstärke. Betrachtet man zudem die ermittelten Verbindungsfestigkeiten, wird deutlich, dass das Auftreten von Oberflächenspritzern keinen sichtbaren Einfluss auf die resultierende Verbindungsfestigkeit besitzt.

**Spritzerentstehungsprozess.** Der Entstehungsprozess eines Oberflächenspritzers ist in Abbildung 5-16 dargestellt. Da sich der Spritzerzeitpunkt je nach gewählter Stromstärke und Anpresskraft unterscheidet, wurde die Zeit als qualitative Kenngröße aufgeführt. Aufgrund des speziellen indirekten Erwärmungsmechanismus kommt es, bereits bei geringen Prozesszeiten, zum Temperaturanstieg im Blech. Ursache hierfür ist die resultierende Stromdichtekonzentration im Kontaktrandbereich zwischen Elektrode und Blech. Wird dementsprechend die Prozesszeit weiter erhöht, erhöhen sich ebenso die Temperaturspitzen im Blechrandbereich. Erreicht das Blech in Folge der Temperaturerhöhung die spezifische Schmelztemperatur, kommt es, aufgrund des fehlenden Gegendrucks in diesem Bereich, zur Spritzerentstehung. Wird die Stromstärke erhöht, kann es bereits bei geringeren Zeiten zur Entstehung von Oberflächenspritzern kommen. Im Vergleich dazu entstehen Grenzflächenspritzer ebenso durch den fehlenden Gegendruck in Folge des Aufschmelzens des Lotdepots.

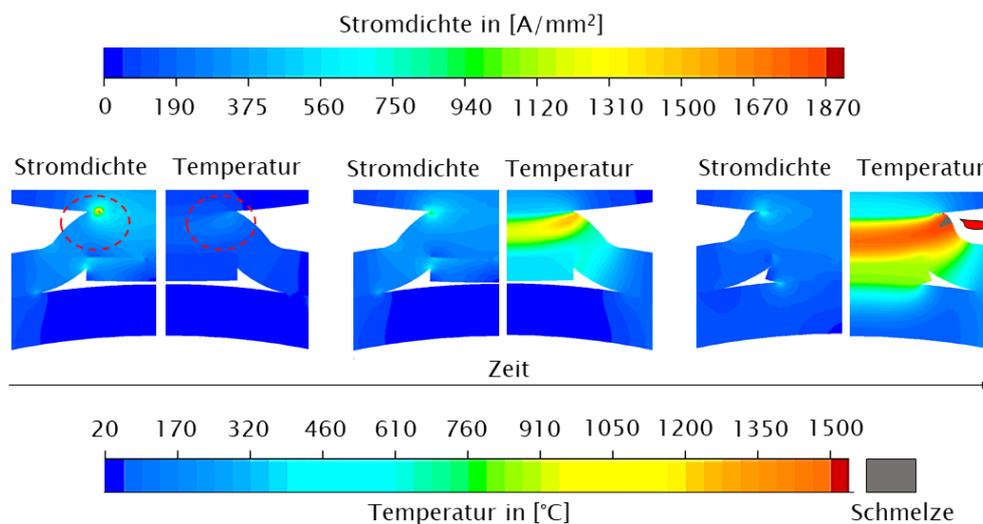


Abbildung 5-16: Schematische Darstellung des Entstehungsprozesses eines Oberflächenspritzers in Abhängigkeit der Stromdichte und der Bauteiltemperatur bei steigenden Prozesszeiten mithilfe von Simulationsdaten

### 5.2.3 Metallografische Charakterisierung

**Analyse charakteristischer Merkmale.** Um erste charakteristische Merkmale im Makroschliff festzustellen, wurden Schliffe gemäß DVS 2916-4 [36] bei steigender Stromstärke erstellt und miteinander verglichen (Abbildung 5-17). Hier wurde deutlich, dass aufgrund des erhöhten Energieeintrags, in Folge des Stromanstiegs, vor allem die Ausdehnung der Wärmeinflusszone im Rohr steigt. Nach einer vollständigen Durchwärmung des Rohres führt eine weitere Erhöhung der Stromstärke zur lokalen Deformation unterhalb der Lotkontaktzone (vgl. Abbildung 5-14, Deformation). Gleiche Zusammenhänge wurden ebenso bei steigenden Stromzeiten festgestellt. Weiter lässt sich eine Erhöhung der Lotanbindungs-länge  $l_{Kon}$  ermitteln. Die Lotanbindungs-länge beschreibt demnach - vergleichbar zum Mindestlinsendurchmesser beim Schweißen - die sichtbare Verbindungslänge zwischen den Fügepartnern (Lot und Rohr) in der Kontaktzone. Steigt der Energieeintrag, kommt es zu einer erhöhten Deformation des Blechbuckels, sodass die resultierende Lothöhe sinkt. Durch die Materialverdrängung in Folge der Druckerhöhung im Lotspalt und aufgrund der zunehmenden Lottemperatur steigt somit die Lotanbindungs-länge. Vergleicht man beispielsweise die resultierende Lothöhe bei der geringsten Stromstärke mit ca. 0,8 mm mit der Lothöhe der maximalen Stromstärke mit ca. 0,4 mm, so ist eine Reduktion von 50 % erkennbar. Im Vergleich dazu steigt die Lotanbindungs-länge bei identischen Randbedingungen ebenfalls um ca. das Doppelte.

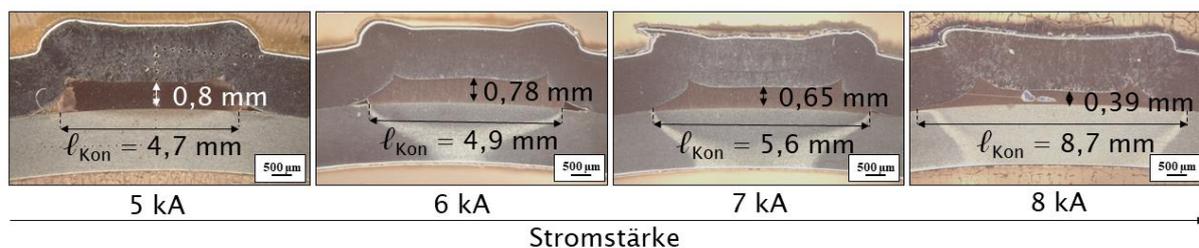


Abbildung 5-17: Einfluss steigender Stromstärken auf die Lothöhe und die Lotanbindungs-länge  $l_{Kon}$  ( $t = 240 \text{ ms}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

Weiter wurde der Zusammenhang zwischen der sichtbaren Wärmeinflusszone (WEZ) und der gemessenen Mikrohärtigkeit genauer analysiert. Hier wurde deutlich, dass die sichtbare WEZ mit der gemessenen Härte korreliert (Abbildung 5-18). Vergleicht man also den Härteverlauf des Prüflings mit der kleinsten Stromstärke ( $I_{min} = 5 \text{ kA}$ ) mit dem der höchsten Stromstärke ( $I_{max} = 8 \text{ kA}$ ), wird deutlich, dass die gemessene Aufhärtung im Rohr die Ausdehnung der WEZ widerspiegelt. Sobald also die Messstrecke innerhalb der sichtbaren WEZ liegt, lassen sich Härte-werte zwischen 500 HV0,5 und

600 HV<sub>0,5</sub> ermitteln. Mittels eines Flächenscans konnte dieser Zusammenhang bestätigt werden. Hier wurde erneut deutlich, dass sich erhöhte Härtewerte im Bereich der WEZ ausbilden.

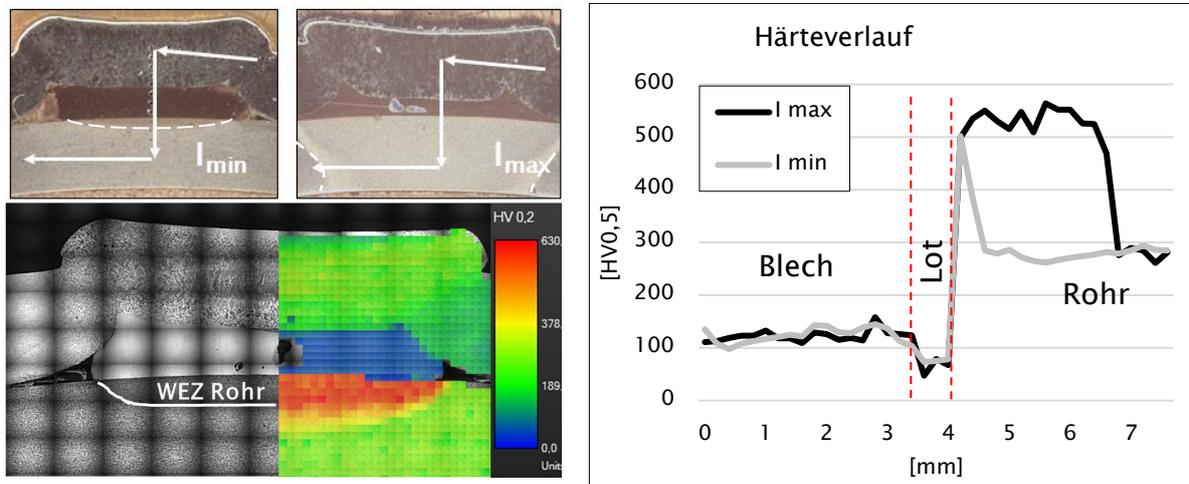


Abbildung 5-18: Zusammenhang zwischen WEZ und gemessener Mikrohärtigkeit im Line Scan (links oben, rechts) sowie im Flächen Scan (links unten) ausgewählter Parameter ( $I_{min} = 5 \text{ kA}$ ,  $I_{max} = 8 \text{ kA}$ )

**Zusammenhang zwischen Lotanbindungslänge und Bruchfläche.** Da beim Widerstandslöten kein Mindestlinsendurchmesser ermittelt werden kann, ist die Definition einer Vergleichsgröße sinnvoll, um die Verbindung ebenso metallografisch charakterisieren zu können. Aufgrund der Prozesscharakteristik bietet sich hier die bereits diskutierte Lotanbindungslänge  $l_{Kon}$  an. Um weiter festzustellen inwieweit die nach der Schälprüfung ermittelte Bruchfläche (Abbildung 5-14) mit der Lotanbindungslänge korreliert, wurden Makroschliffe erstellt und die Ergebnisse miteinander verglichen. Abbildung 5-19 zeigt das Ergebnis. Um eine vergleichbare Größeneinheit zu generieren, wurde die Bruchfläche gemäß (Gl. 4) in die Bruchlänge  $l_B$  umgerechnet.

$$l_B = \sqrt{A_B} \quad (Gl. 4)$$

Vergleicht man nun die Bruchlänge mit der Lotanbindungslänge, ist der Zusammenhang unmissverständlich erkennbar. Es wird deutlich, dass die gemessene Bruchfläche  $A_B$  (Schälprüfung) respektive die errechnete Bruchlänge  $l_B$  mit der gemessenen Lotanbindungslänge  $l_{Kon}$  (Metallografie) linear korreliert. Ein Bestimmtheitsmaß von ca. 96 % konnte im Rahmen der dargestellten Untersuchungen festgestellt werden (Abbildung 5-19). Demnach ist der in Abbildung 5-14 ermittelte Zusammenhang zwischen Bruchart (kohäsiv, adhäsiv, Spritzer), Bruchfläche und Scherkraft ebenso auf die Lotanbindungslänge übertragbar. Letztendlich wird deutlich, dass die Bruchfläche

als Vergleichskriterium zur Lotanbindungslänge genutzt werden kann. Eine Reduktion des metallografischen Prüfaufwandes lässt sich, beispielsweise im Rahmen einer möglichen Parametererprobung, ableiten.

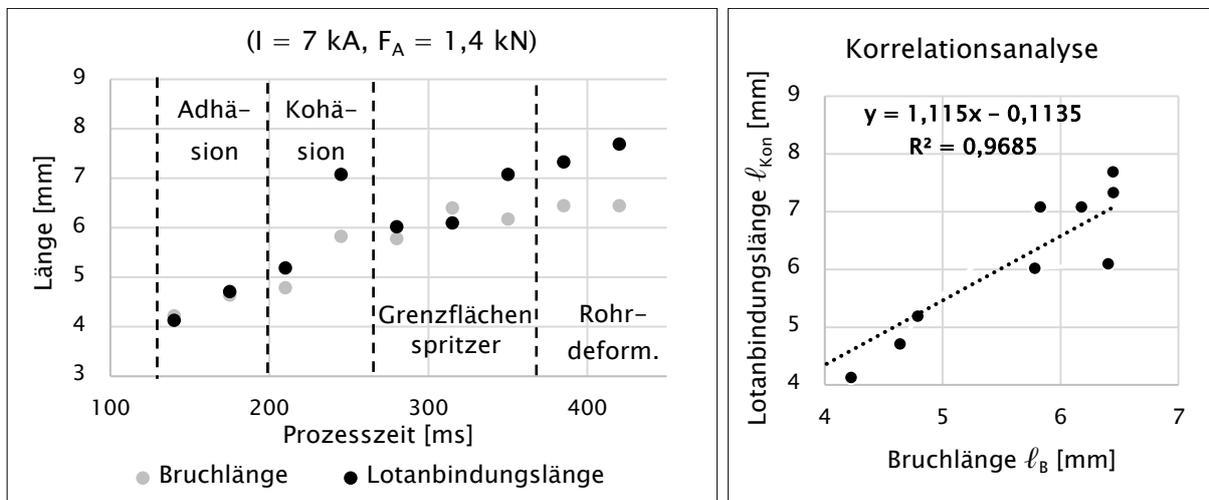


Abbildung 5-19: Darstellung des linearen Zusammenhangs ( $\ell_{kon} = 1,115 \cdot \ell_B - 0,114$ ) zwischen Lotanbindungslänge  $\ell_{kon}$  und Bruchlänge  $\ell_B$  mit einem Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 96\%$

### Mechanismen während der Verbindungsbildung.

Um abschließend eine detaillierte Analyse der zuvor definierten Bruchtypen vorzunehmen, wurden weiterführende Untersuchungen unter Zuhilfenahme eines Rasterelektronenmikroskops durchgeführt. Mit dem Ziel, Unterschiede im Kontaktbereich zwischen dem Lot und dem jeweiligen Fügepartner (Blech bzw. Rohr) festzustellen, wurden Prüflinge mit adhäsivem und kohäsivem Bruch sowie Proben mit einem Blechbruch (vgl. Abbildung 5-11) hergestellt und miteinander verglichen. Die Parametrisierung erfolgte hierbei in Anlehnung an Abbildung 5-14. Über eine Variation der Prozesszeit bei sonst konstanten Parametern wurden jeweils drei Prüflinge pro Bruchkategorie erzeugt. Mithilfe von numerischen Untersuchungen konnte zudem die Temperaturverteilung zum jeweiligen Prozesszeitpunkt ermittelt werden. Abbildung 5-20 zeigt eine Übersicht der erzielten Ergebnisse.

Vergleicht man beginnend die Lot-Bauteil-Grenzflächen der Prüflingskategorie mit adhäsivem Bruchcharakter bei einer Stromzeit von 150 ms (3750 Ws) untereinander, so lassen sich erste Unterschiede feststellen. Es wird ersichtlich, dass sich zwischen Lot und Blech ein homogener Kontakt ausbildet. Im Gegensatz dazu sind im Kontaktbereich zwischen Lot und Rohr deutliche Fehlstellen erkennbar. Als Folge der teils fehlerhaften Lotbenetzung auf der Rohroberfläche lässt sich das adhäsive Versagen

begründen. Vergleicht man weiter die numerisch ermittelten Temperaturen, wird ein weiterer Unterschied zwischen den beiden Verbindungszonen (Lot-Rohr und Lot-Blech) deutlich. Durch den indirekt gerichteten Erwärmungsmechanismus beim Widerstandslöten (Abbildung 5–9) ist das Blech bereits bei geringeren Stromzeiten (hier: 150 ms) höheren Temperaturen ausgesetzt als das Rohr. Ein Aufschmelzen des Lotes konnte im Rahmen der numerischen Untersuchungen nicht ermittelt werden.

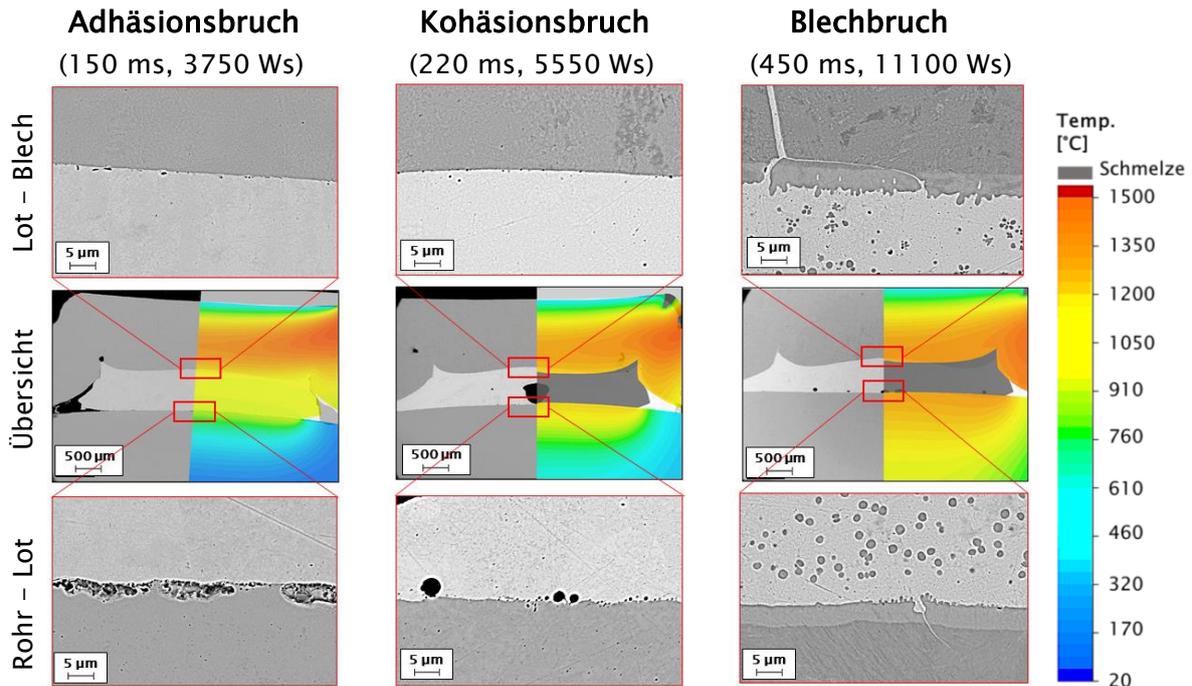


Abbildung 5-20: REM-BSE Aufnahmen der Lot-Bauteil-Grenzflächen in Abhängigkeit der Bruchcharakteristik inkl. numerisch ermitteltem Temperaturfeld

Wird die Stromzeit (220 ms) respektive der Energieeintrag (5550 Ws) weiter erhöht, steigt ebenso die Temperatur in den jeweiligen Kontaktzonen. Betrachtet man, vergleichend zum adhäsiven Bruch, den Kontaktbereich zwischen Lot und Rohr mit kohäsiver Bruchcharakteristik, wird deutlich, dass die Anzahl der Fehlstellen sichtbar abnimmt. Eine thermische Oberflächenaktivierung aufgrund der erhöhten Temperaturen ( $T_{\text{Rohr};220\text{ms}} \sim 1180 \text{ °C}$ ) in Kombination mit dem Aufschmelzen des Lotwerkstoffs scheinen hierfür ursächlich zu sein. Ähnliche Erkenntnisse wurden in den Untersuchungen von Sitte et al. [20], [21] diskutiert. Sowohl die Kontaktzone zwischen Lot und Rohr als auch zwischen Blech und Lot weisen demnach eine nahezu fehlerfreie Verbindung auf. Ein kohäsives Versagensbild innerhalb des Lotes ist die Folge.

Betrachtet man abschließend die Verbindungscharakteristik im Falle eines Blechbruchs, zeigt sich der offensichtlichste Unterschied. Sowohl im Kontaktbereich zwischen Lot und Rohr als auch zwischen Lot und Blech kommt es, aufgrund einer weiteren Erhöhung der Fügetemperatur, in den Kontaktzonen ( $\sim 1400\text{ °C}$ ) zur Ausbildung einer deutlich sichtbaren Diffusionsschicht ( $\sim 4\text{ }\mu\text{m}$ ). Um die chemische Zusammensetzung genauer zu bestimmen, wurde die Elementverteilung analysiert (Abbildung 5-21, links). Im Vergleich zum Rohrmaterial wurde innerhalb der Diffusionszone ein deutlich erhöhter Kupferanteil von ca. 12 % ermittelt (Abbildung 5-21, Spot 2). Gleiche Erkenntnisse wurden im Kontaktbereich zwischen Lot und Blech festgestellt. Weiter konnten feinverteilte Fe-reiche Phasen im Kupfer ausfindig gemacht werden (Abbildung 5-21, Spot 4).

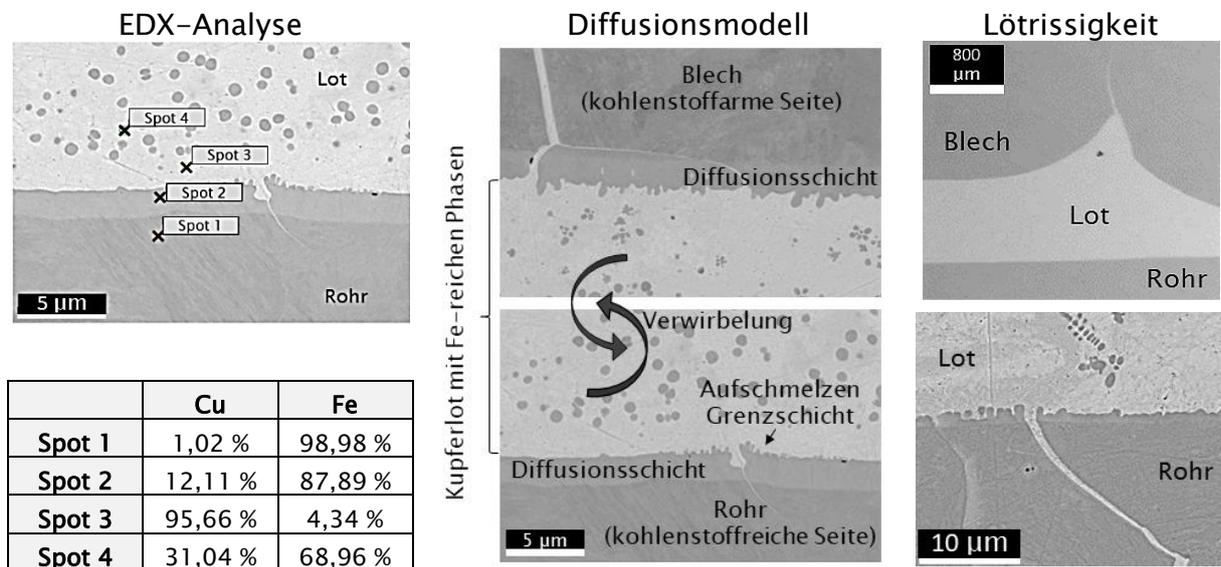


Abbildung 5-21: Detailanalyse des Blechbruchs – EDX-Analyse (links); Diffusionsmodell (Mitte); Löttrissigkeit (rechts)

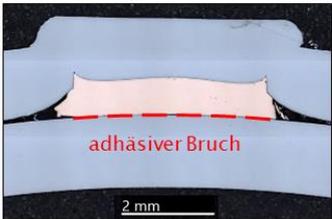
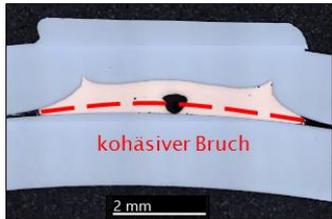
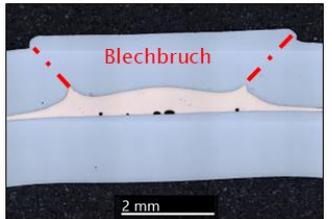
In Untersuchungen von Bach et al. [94], [95] wurden ähnliche Strukturen beim Hartlöten von Stahl mit Kupfer mit Lötspaltbreiten  $\leq 100\text{ }\mu\text{m}$  beschrieben. Hier wurde festgestellt, dass auf Basis des 1. Fick'schen Gesetzes ein Eisenteilchenstrom vom kohlenstoffärmeren zum kohlenstoffreicheren Stahl stattfindet. Grund hierfür ist die sinkende Löslichkeit von Eisen in Kupfer durch einen erhöhten Kohlenstoffanteil. An der kohlenstoffarmen Seite kristallisiert demnach das diffundierte Eisen unter Auflegieren mit Kohlenstoff und Einlagern von Kupfer aus. Eine Steigerung der Verbindungsfestigkeit in Folge des Teilchenstroms wurde ebenso benannt [94]. Im konkreten Anwendungsfall besitzt das DC01-Blech mit  $C \leq 0,12\text{ %}$ , im Vergleich zum 26MnB5 Rohr ( $C \sim 0,25\text{ %}$ ) einen deutlich geringeren Kohlenstoffanteil, sodass nach Bach et al. [94], [95] ein Fe-Teilchenstrom vom Blech zum Rohr stattfindet. Da die

resultierende Lotspaltbreite mit 600 – 700  $\mu\text{m}$  jedoch deutlich größer ist als in den Untersuchungen von Bach et al. [94], [95] beschrieben ( $\leq 100 \mu\text{m}$ ), ist die Übertragbarkeit in Frage zu stellen. Allgemeine Diffusionsprozesse an den Grenzflächen während des Lötprozesses scheinen demnach ursächlich für die Entstehung der Diffusionsschicht [59], [114]. Weiter wird vermutet, dass auf Grund des erhöhten Cu-Anteils die Liquidustemperatur der Diffusionsschicht herabgesetzt wird, was zum teilweisen Aufschmelzen der Schicht an der Grenzfläche zum Lot führt. Verwirbelungen im aufgeschmolzenen Lotwerkstoff führen weiter dazu, dass sich die aufgeschmolzenen Fe-reichen Partikel in der Lotschmelze fein verteilen. Derartige magnetische Verwirbelungseffekte in der Schweißlinse wurden bereits in Untersuchungen von Cunningham et al. [115] beobachtet. Abbildung 5-21 (Mitte) zeigt das resultierende Diffusionsmodell.

Trotz einer Erhöhung der Verbindungsfestigkeit, aufgrund der beschriebenen Diffusionsvorgänge, wurde im Falle eines Blechbruchs ebenso eine erhöhte Lötrissigkeit mit Rissen  $> 30 \mu\text{m}$  festgestellt. Bereits bei einem Energieeintrag von ca. 7550 Ws (Kohäsionsbruch mit Grenzflächenspritzern) konnte die anfängliche Rissentstehung beobachtet werden. Steigt die Prozessenergie weiter an (hier: 11100 Ws), erhöht sich ebenso die Rissintensität. Die Entstehung einer solchen Lötrissigkeit ist auf den Mechanismus der sogenannten Liquid Metal Embrittlement (LME), also der Flüssigmetall-induzierten Versprödung zurückzuführen. Voraussetzung hierfür ist das Vorhandensein hoher Zugspannungen im jeweiligen Fügepartner und die Anwesenheit eines flüssigen Lotes, welches im direkten Kontakt zum Fügepartner steht. Ist dies der Fall, so dringt das flüssige Lot, aufgrund von Kapillarkräften – vorzugsweise entlang der Korngrenzen – interkristallin ein und bildet ein charakteristisches Rissnetzwerk aus [116], [117]. Im zugrundeliegenden Anwendungsfall führt die von der Elektrode aufgebrachte Anpresskraft zu einer Verformung des Blechs. Eine Spannungserhöhung im Werkstoffgefüge ist die Folge. Besonders gefährdet sind vor allem scharfkantige Übergänge (Spannungskonzentration) in Folge der vorherigen mechanischen Loteinbringung. Zudem wird ein direkter Kontakt zwischen flüssigem Lotwerkstoff und Fügepartner ermöglicht. Beide Faktoren fördern die Rissbildung im Blechwerkstoff. Wird die Verbindung nun im Rahmen der Schälprüfung belastet, kommt es aufgrund der Lötrissigkeit im Blechwerkstoff in Kombination mit einer verfestigten Lötverbindung zum Versagen des vergleichsweise weichen Blechs. Des Weiteren fördert der erhöhte Energieeintrag lokale Deformationserscheinungen des Rohres. In Abbildung 5-14

konnte bereits ab einer Prozesszeit  $\geq 350$  ms eine deutliche Rohrdeformationen festgestellt werden. Auch die daraus resultierende Spannungserhöhung führt zur Rissentstehung im Rohr. Mit steigender Rohrdeformation steigt demnach ebenso die Löttrissigkeit, was sich negativ auf die resultierende Bauteilfestigkeit auswirkt. Demnach sollte, trotz erhöhter Verbindungsfestigkeiten, eine Rohrdeformation vermieden werden. Tabelle 5-1 fasst die abgeleiteten Kenngrößen zur Entstehung der jeweiligen Brucharten zusammen.

Tabelle 5-1: Zusammenfassung der Bruchmechanismen in Abhängigkeit definierter Kenngrößen  
(↓: niedrig, →: mittel, ↗: erhöht, ↑: hoch)

	Adhäsionsbruch	Kohäsionsbruch	Blechbruch
Bild			
Lot - Blech	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur →</li> <li>- homogene Verbindung</li> <li>- Blechdeformation ↓</li> <li>- Rissintensität ↓</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur ↗</li> <li>- homogene Verbindung</li> <li>- Blechdeformation →</li> <li>- Rissintensität →</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur ↑</li> <li>- Diffusionszone</li> <li>- Blechdeformation ↑</li> <li>- Rissintensität ↑</li> </ul>
Lot	nicht aufgeschmolzen	aufgeschmolzen	aufgeschmolzen/ aufgelegt
Lot-Rohr	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur ↓</li> <li>- Bindefehler</li> <li>- Rohrdeformation ↓</li> <li>- Rissintensität ↓</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur ↗</li> <li>- homogene Verbindung</li> <li>- Rohrdeformation ↓</li> <li>- Rissintensität ↓</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Fügetemperatur ↑</li> <li>- Diffusionszone</li> <li>- Rohrdeformation ↑</li> <li>- Rissintensität ↑</li> </ul>

## 5.3 Analyse des Elektrodeneinsinkwegs während der Verbindungsbildung

Da es sich beim einseitigen Widerstandslöten um einen dynamisch anspruchsvollen Prozess handelt, soll der Elektrodeneinsinkweg (im Folgenden verkürzt auch Elektrodenweg genannt) während des Prozessverlaufs zur Verbindungsbildung genauer analysiert werden. Erste numerische Untersuchungen wurden bereits in Najuch et al. [118] veröffentlicht. Im Folgenden wird ein Bewertungsansatz auf Basis von numerischen und experimentellen Ergebnissen diskutiert, um den Elektrodenweg als Prozessüberwachungskriterium beim einseitigen Widerstandslöten nutzbar zu machen.

### 5.3.1 Numerisch-theoretischer Bewertungsansatz

**Numerische Entwicklung von Prozessbereichsdiagrammen.** Um einen ersten theoretischen Bewertungsansatz zu entwickeln, wurde mithilfe des Standardsimulationsmodells aus Abbildung 4-1 ein Prozessbereichsdiagramm bei einer konstanten Anpresskraft  $F_A$  von 1,8 kN erstellt. Hierzu wurden 56 verschiedene Strom-Zeitkombinationen simuliert und die Ergebnisse bewertet. Die Ergebnisse sind in Abbildung 5-22 dargestellt.

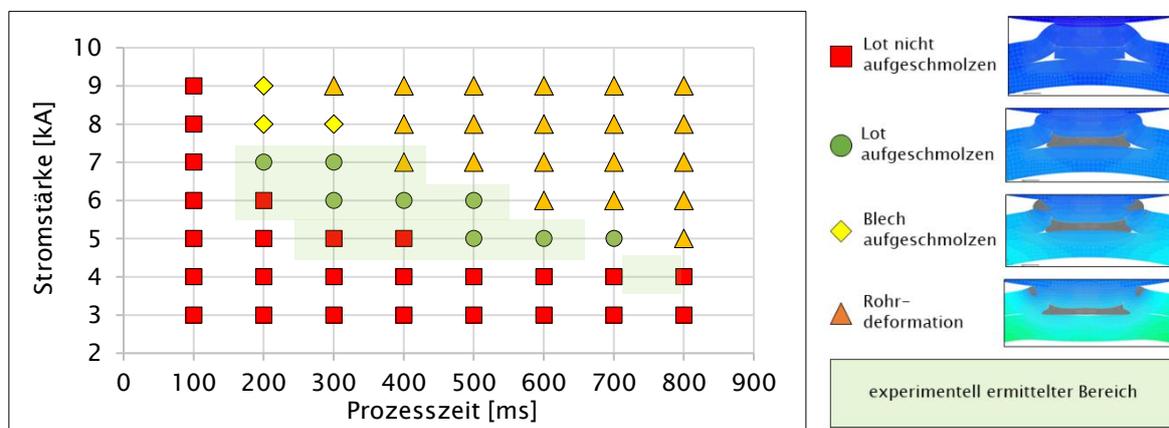


Abbildung 5-22: Numerisch ermitteltes Prozessbereichsdiagramm inkl. experimentellem Vergleich mit einer konstanten Anpresskraft von  $F_A = 1,8 \text{ kN}$

Die untere Prozessgrenze wurde durch ein Nichtaufschmelzen des Lotes charakterisiert. Als in Ordnung galten Parameterkombinationen, bei welchen das Lot vollständig aufgeschmolzen wurde, ohne Oberflächenspritzer bzw. Rohrdeformation. Der obere Grenzwert wurde durch das Aufschmelzen des Bleches (Oberflächenspritzer) bzw. durch eine sichtbare Rohrdeformation (inkl. Spritzer) festgelegt. Vergleicht man die

Ergebnisse des dadurch entstandenen numerisch erzeugten Prozessbereichsdiagramms mit experimentellen Ergebnissen (hellgrüner Bereich), ist eine deutliche Übereinstimmung erkennbar. Bei den experimentellen Untersuchungen wurden Lötungen als i.O. bewertet, bei welchen ein kohäsives Bruchbild festgestellt wurde. Spritzer und sichtbare Rohrdeformationen wurden hingegen als n.i.O. bewertet.

**Analyse der numerisch ermittelten Elektrodenbewegung.** Um weiter festzustellen, ob sich die zuvor dargestellte Verbindungsbewertung im berechneten Elektrodenwegsinneren widerspiegelt, wurden die berechneten Elektrodenwege innerhalb der einzelnen Bewertungskategorien genauer analysiert. Abbildung 5-23 (links) zeigt eine Kurvenschar von Lötungen, bei welchen das Lot nicht aufgeschmolzen wurde. Hier wurde ein maximaler Elektrodenweg von ca. 0,45 mm berechnet. Bei Lötungen die als i.O. identifiziert wurden, also Lötungen, bei welchen das Lot aufgeschmolzen wurde, zeigen sich maximale Elektrodenwege zwischen 0,50 mm und 0,65 mm (Abbildung 5-23, Mitte). Sobald eine Rohrdeformation auftrat (Abbildung 5-23, rechts), wurden Elektrodenwege über 0,65 mm detektiert.

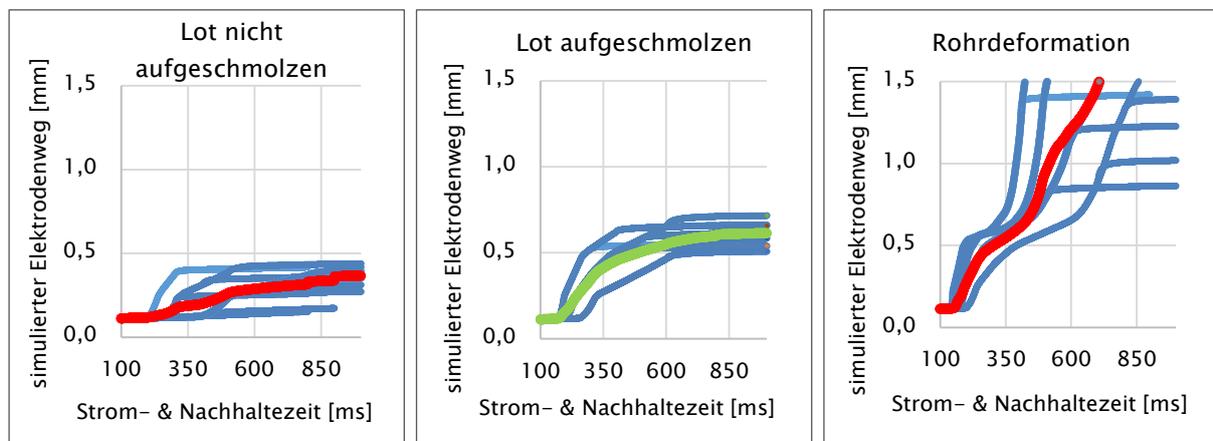


Abbildung 5-23: Charakteristische numerisch ermittelte Elektrodenbewegungen – Lot nicht aufgeschmolzen (links); Lot aufgeschmolzen (Mitte); Rohrdeformation (rechts)

Betrachtet man weiter nicht nur die numerisch ermittelten Maximalwerte, sondern auch den jeweiligen Verlauf, so ist ein deutlicher Unterschied zwischen den Parameterkombinationen zu erkennen. Abbildung 5-24 zeigt zwei charakteristische Kurvenverläufe (i.O.-Verlauf und Rohrdeformation) bei steigender Stromzeit, wobei die Stromstärke (7 kA) und die Anpresskraft (1,8 kN) konstant gehalten wurden. Kombiniert man nun die bereits generierten Erkenntnisse zum Erwärmungs- und Verbindungsbildungsprozess mit dem dargestellten Elektrodenwegdiagramm, lässt sich der

Unterschied erklären. Bis zu einer Prozesszeit von 100 ms wurde die Anpressphase berechnet. Hier ist ein geringer Anstieg im Elektrodenverlauf sichtbar. Durch die jeweils gewählte Anpresskraft kommt es zur initialen Deformation des Bleches. Ein definierter Kontakt zwischen Elektrode und Blech ist die Folge. Wird nun Strom zugeschaltet, werden das Blech und das Lot initial erwärmt. Der Erwärmungsprozess entwickelt sich im weiteren Verlauf von der Elektrode hin zum Rohr. Bei Erreichung einer gewissen Temperatur (Abbildung 5–24, bei ca. 150 ms), kommt es demnach zu einer fortlaufenden Deformation des Bleches, bis der initiale Lotspalt von 0,3 mm zwischen Lot und Rohr geschlossen wurde. Bis zu einer Zeit von ca. 300 ms gleichen sich demzufolge die beiden Elektrodenverläufe. Wird jedoch die Stromphase fortgeführt, kommt es, aufgrund des Kontaktes zwischen Lot und Rohr, zu einer fortlaufenden Erwärmung des Rohres. Betrachtet man weiter die n.i.O.–Kurve, so ist ab einer Prozesszeit von ca. 450 ms ein Wendepunkt im Kurvenverlauf (konvex zu konkav) erkennbar. Vergleicht man dazu die numerisch ermittelte Verformung des Rohres zum gleichen Zeitpunkt, ist erkennbar, dass ein Rohrverformungsanteil von 4 % an der Gesamtverformung vorhanden ist. Wird weiter Energie zugeführt, steigt dieser Anteil zunehmend. Bereits bei 550 ms trägt die Rohrdeformation 24 % zur Gesamtdeformation bei. Somit lässt sich schlussfolgern, dass sich anhand des Elektrodenwegverlaufs eine Rohrdeformation erkennen lässt. Der Wendepunkt zwischen konvex zu konkav dient hierbei als Anhaltspunkt. In den Untersuchungen von Yang et al. [48] wurden ähnliche Erkenntnisse festgestellt.

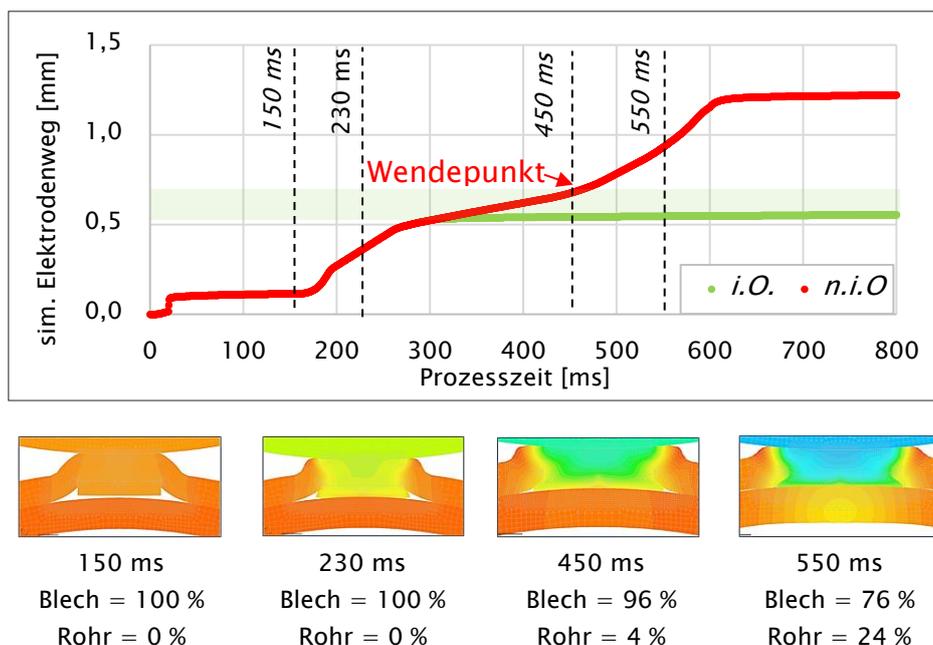


Abbildung 5–24: Simulierte Elektrodenwegverläufe einer i.O.-Lötung und einer n.i.O.-Lötung (Rohrdeformation) mit jeweiligem Verformungsanteil zu charakteristischen Zeitpunkten ( $I = 7 \text{ kA}$ ;  $F_A = 1,8 \text{ kN}$ )

Aus der numerisch–theoretischen Betrachtung wurde demnach deutlich, dass sich der Elektrodenweg  $x_{\text{Elektrode}}$  aus der Summe der Blech– ( $x_{\text{Blech}}$ ) und der Rohrverformung ( $x_{\text{Rohr}}$ ) zusammensetzt. Dieser Zusammenhang ist in (Gl. 5) dargestellt.

$$x_{\text{Elektrode}} = x_{\text{Blech}} + x_{\text{Rohr}} \quad (\text{Gl. 5})$$

Wie u.a. in Dilthey et al. [19] beschrieben, lässt sich die Rohrdeformation noch genauer in einen lokalen und globalen Deformationsanteil untergliedern. Eine lokale Rohrdeformation beschreibt demnach die Deformation des Rohres unterhalb der Fügezone. Wird das Rohr ganzheitlich ovalisiert, ist von einer globalen Deformation zu sprechen. Die Begrifflichkeiten wurden bereits in Abbildung 2–8 dargestellt. Aufgrund der gewählten Anpresskraft ( $F_A = 1,8 \text{ kN}$ ) ist jedoch davon auszugehen, dass der globale Verformungsanteil aus der Betrachtung ausgeschlossen werden kann (Gl. 6).

$$\begin{aligned} x_{\text{Rohr}} &= x_{\text{Rohr, global}} + x_{\text{Rohr, lokal}}, \\ \text{mit: } x_{\text{Rohr, global}} &= 0 \end{aligned} \quad (\text{Gl. 6})$$

### 5.3.2 Validierung der numerisch ermittelten Werte

**Validierung des Blechdeformationsanteils.** Folgt man also dem Bewertungsansatz aus (Gl. 5), ist davon auszugehen, dass die ermittelte Blechdeformation  $x_{\text{Blech}}$  einer i.O.–Lötung den absoluten Elektrodenweg widerspiegelt, da hier keine lokale Rohrverformung  $x_{\text{Rohr}}$  stattfindet (Gl. 7):

$$x_{\text{Elektrode}} = x_{\text{Blech}} + x_{\text{Rohr}} \text{ mit } x_{\text{Rohr}} = 0 \quad (\text{Gl. 7})$$

Um diesen Zusammenhang zu prüfen, wurden gezielt i.O.–Parametersätze mit variierenden Prozesszeiten und Stromstärken experimentell erstellt. Mithilfe eines Konturmessgeräts (Abbildung 3–10) konnte im Anschluss die Blechdeformation  $x_{\text{Blech}}$  der jeweiligen Prüflinge ermittelt und mit dem thermisch unbeeinflussten Prüfling verglichen werden. Aus der Differenz der unbeeinflussten Blechbuckelhöhe  $x_{\text{un}}$  zur beeinflussten Buckelhöhe  $x_{\text{be}}$ , lässt sich die Gesamtverformung des Bleches ableiten (Abbildung 5–25, rechts). Der Zusammenhang ist in (Gl. 8) dargestellt.

$$x_{\text{Blech}} = x_{\text{un}} - x_{\text{be}} \quad (\text{Gl. 8})$$

Vergleicht man weiter die parameterabhängige durchschnittlich gemessene Deformation mit dem dazugehörigen simulierten Elektrodenweg, so ist zu erkennen, dass sich der numerisch berechnete Elektrodenweg durch die Blechdeformation abbilden lässt

(Abbildung 5–25). Vergleichbar zum theoretisch–numerischen Bewertungsansatz lassen sich die jeweiligen i.O.–Parameterkombinationen in einem Deformationsbereich zwischen 0,45 mm und 0,70 mm wiederfinden.

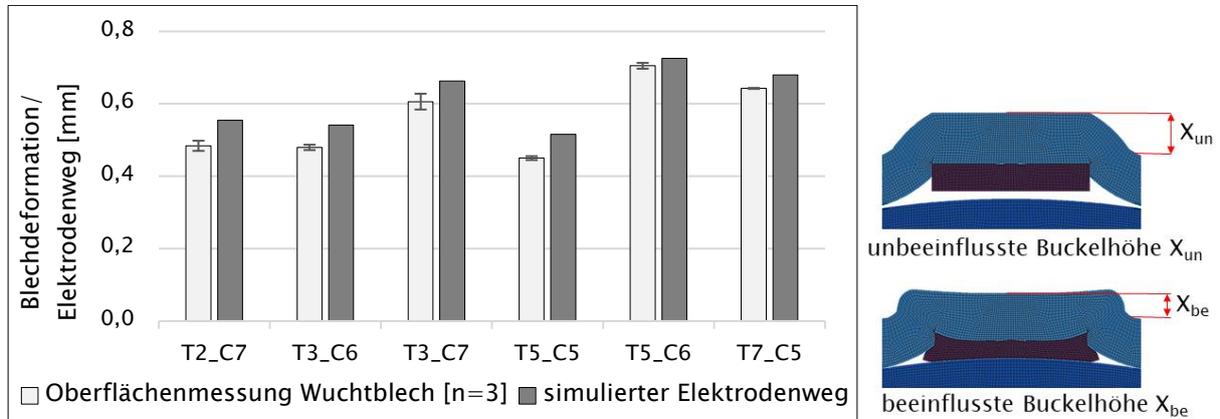


Abbildung 5–25: Vergleich zwischen Blechdeformation und simuliertem Elektrodenweg innerhalb des i.O.–Parameterfeldes bei  $F_A = 1,8 \text{ kN}$  ohne Rohrdeformation ( $X_{\text{Rohr}} = 0$ ), mit  $T = \text{Schweißzeit [100} \cdot \text{ms]}$  und  $C = \text{Stromstärke [kA]}$  (z.B.:  $T_2 = 200 \text{ ms}$ ,  $C_7 = 7 \text{ kA}$ )

**Validierung des absoluten Elektrodenwegs.** Neben dem Abgleich zwischen simuliertem Elektrodenweg und der realen Buckel–/Blechdeformation innerhalb der i.O.–Parameter wurde weiter der numerisch ermittelte absolute Einsinkweg aller Parameterkombinationen mit experimentellen Messungen verglichen. Die experimentellen Werte konnten mittels Laser–Triangulationssensor (Abbildung 3–9) detektiert werden. Auch hier ist zu erkennen, dass der numerisch berechnete Elektrodenweg mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmt (Abbildung 5–26).

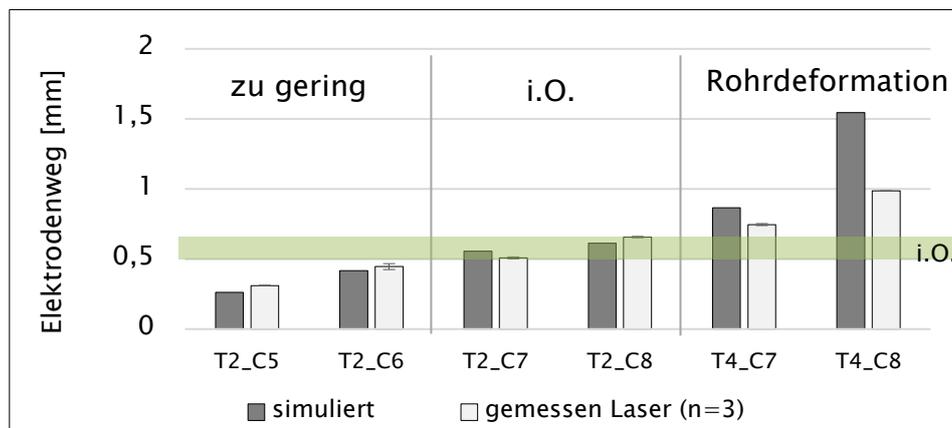


Abbildung 5–26: Vergleich zwischen simuliertem und experimentell ermitteltem Elektrodenweg bei verschiedenen Stromstärken und Prozesszeiten mit  $T = \text{Schweißzeit [100} \cdot \text{ms]}$  und  $C = \text{Stromstärke [kA]}$  (z.B.:  $T_2 = 200 \text{ ms}$ ,  $C_7 = 7 \text{ kA}$ )

Lediglich bei hohen Stromstärke/Zeit-Kombinationen ( $T_4 = 400 \text{ ms}$ ,  $C_8 = 8 \text{ kA}$ ) ist eine deutliche Abweichung zwischen Simulation und Experiment zu erkennen. Dennoch wurde gezeigt, dass mithilfe des numerischen Modells realitätsnahe Ergebnisse erzielt werden konnten. Auch hier ist im Bereich zwischen  $0,50 \text{ mm}$  und  $0,65 \text{ mm}$  eine i.O.-Bewertung erkennbar, wobei höhere Werte auf eine Rohrdeformation hindeuten. Keine Haftung wurde bei Werten  $< 0,45 \text{ mm}$  festgestellt.

**Validierung des Elektrodenwegverlaufs.** In den zuvor dargestellten Untersuchungen wurde deutlich, dass sich anhand des absoluten Elektrodenwegs erste Bewertungskriterien ableiten lassen. Hier deuten hohe Werte auf eine Rohrdeformation hin, wobei zu geringe Werte eine fehlende Haftung vermuten lassen. Neben dem Vergleich hinsichtlich der absolut ermittelten Werte, soll im weiteren Verlauf ebenso der charakteristisch ermittelte Wegverlauf der Elektrode mittels experimenteller Ergebnisse genauer beleuchtet werden. Hierzu wurde jeweils eine i.O.-Lötung sowie eine Lötung mit sichtbarer Rohrdeformation (n.i.O.-Lötung) genauer betrachtet. Für die Versuche wurden identische Prozesszeiten und Anpresskräfte gewählt. Durch eine Stromstärkenvariation wurden demnach die jeweiligen charakteristischen Ergebnisse erzielt. Um den numerisch-theoretischen Bewertungsansatz weiter zu verifizieren, wurde der jeweilige Fügeprozess zur Erzeugung einer i.O.- bzw. n.i.O.-Verbindung stufenweise während der Stromphase unterbrochen. Die resultierenden Bauteil deformationen wurden im Anschluss vermessen. Neben der bereits dargestellten Ermittlung der Blechdeformation wurde die lokale Rohrdeformation zum jeweiligen Abbruchzeitpunkt ermittelt. Hierfür wurde erneut das Konturmessgerät aus Abbildung 3-10 genutzt. Betrachtet man zuerst die Ergebnisse der i.O.-Lötung (Abbildung 5-27, links), ist zu erkennen, dass ausschließlich die Blechdeformation zur Gesamtdeformation beiträgt. Eine lokale Rohrverformung unterhalb der Fügezone konnte in diesem Fall nicht festgestellt werden. Die ermittelte Gesamtdeformation liegt hier bei ca.  $0,45 \text{ mm}$ . Wird hingegen die Stromstärke bei sonst konstanten Parametern um das 1,8-fache erhöht, zeigt sich ein anderes Bild (Abbildung 5-27, rechts). In diesem Fall wird deutlich, dass die Blechdeformation bereits bei geringen Stromzeiten stärker ausgeprägt ist. Vergleicht man beispielsweise die Deformation einer i.O.-Lötung bei  $150 \text{ ms}$  mit der Deformation der n.i.O.-Lötung bei erhöhter Stromstärke zum gleichen Zeitpunkt, wird deutlich, dass die Gesamtdeformation in beiden Fällen zwar rein der Blechdeformation entstammt, jedoch ist eine Erhöhung der Blechdeformation um ca.

60 % sichtbar. Grund hierfür ist die schnellere Erwärmung in Folge der gesteigerten Stromstärke.

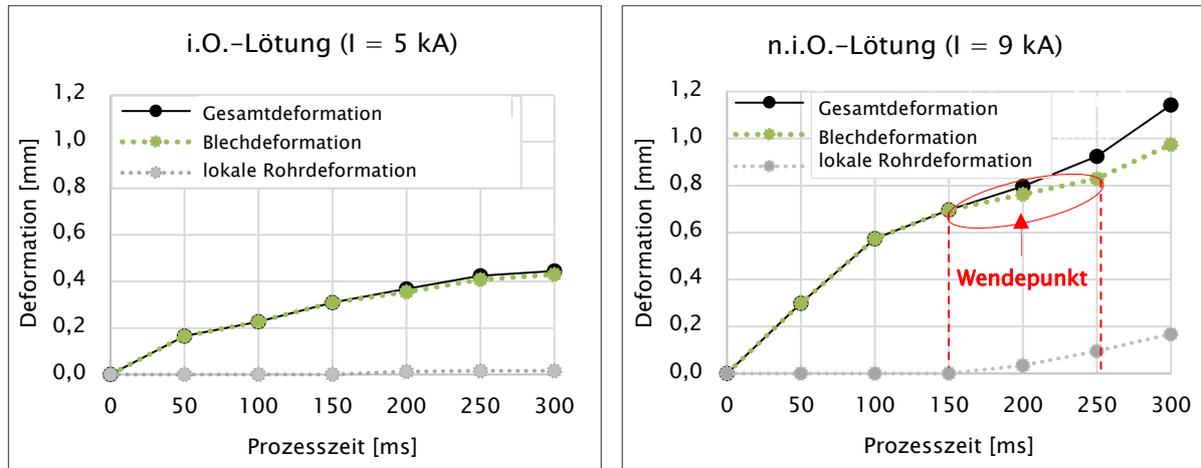


Abbildung 5–27: Ermittelte Blech- und Rohrverformungsanteile zu definierten Prozesszeiten – i.O.-Lötung ohne sichtbare Rohrdeformation mit  $I = 5 \text{ kA}$  (links); n.i.O.-Lötung mit sichtbarer Rohrdeformation mit  $I = 9 \text{ kA}$  (rechts)

Erst bei höheren Prozesszeiten wird ein weiterer Unterschied deutlich. Ab ca. 200 ms wurde festgestellt, dass neben der Blechverformung auch die Rohrdeformation zur Gesamtdeformation beiträgt. Steigt die Prozesszeit weiter, erhöht sich die messbare lokale Rohrverformung bis auf einem Wert von ca. 0,2 mm. Da die Rohrdeformation ebenso zur Gesamtdeformation beiträgt (Gl. 5), ist ein erneuter Anstieg des Kurvenverlaufs erkennbar. Der hier dargestellte Wendepunkt ist dementsprechend charakteristisch für eine allmähliche Rohrdeformation im Prozessverlauf. Vergleicht man weiter die gemessene Elektrodenbewegung, als Wegsignal über die Prozesszeit, mit dem gemessenen Deformationsverlauf aus den Abbruchversuchen, so wird, wie bereits im numerisch-theoretisch aufgestellten Bewertungsansatz, erneut deutlich, dass der Wendepunkt in der Elektrodenverlaufskurve einen klaren Hinweis auf eine ungewollte Rohrdeformation liefert (Abbildung 5–28). Im Rahmen der mehrmaligen Versuchswiederholung ( $n=10$ ) wurde zudem festgestellt, dass der Elektrodenwegverlauf in Abhängigkeit der gewählten Prozessparameter eine hohe Reproduzierbarkeit aufweist. Für die i.O.-Lötung wurde eine Standardabweichung des Maximalwertes von 0,016 mm ermittelt. Ebenso zeigt der n.i.O.-Fall eine gleichermaßen geringe Standardabweichung ( $\sigma = 0,02 \text{ mm}$ ). Eine Bewertung der Prozesssicherheit bzw. -reproduzierbarkeit mithilfe des Elektrodenwegs ist demnach ebenso möglich.

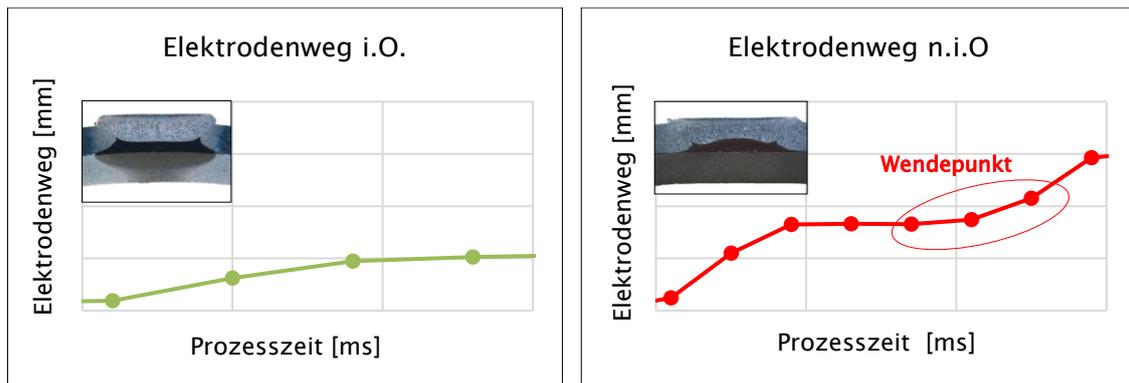


Abbildung 5-28: Exemplarisches Elektrodenwegsignal – i.O.-Lötung ohne sichtbare Rohrdeformation mit  $I = 5 \text{ kA}$  (links); n.i.O.-Lötung mit sichtbarer Rohrdeformation mit  $I = 9 \text{ kA}$  (rechts)

## 5.4 Abgeleitete Qualitätskriterien als Ergebnis der Prozessanalyse

Da es sich beim einseitigen Widerstandslöten um einen neuartigen Prozess handelt, ist weiter die Ableitung von Prüf- und Qualitätskriterien sinnvoll. Im Allgemeinen lassen sich mithilfe einer Failure Mode and Effects Analysis, kurz FMEA [119], potenzielle Fehlerquellen in Produkten und Prozessen ermitteln. Um jedoch eine Vergleichbarkeit zu bereits bekannten Prüfnormen im Bereich des Widerstandsschweißens [36], [37], [41], [42], [43] sowie zum Stand der Technik herzustellen, sollen analoge Bewertungskriterien für das einseitige Widerstandslöten definiert werden. Aus den Ergebnissen der zuvor beschriebenen Untersuchungen zum Prozessverlauf und zur Verbindungsbildung, lassen sich erste Ansatzpunkte ableiten.

### 5.4.1 Zerstörungsfreie Prüfungen

**Optische Prüfung.** Abgeleitet aus den zuvor beschriebenen Erkenntnissen lässt sich die zerstörungsfreie optische Analyse nutzen, um auftretende Oberflächen-spritzer zu detektieren. Zwar besitzt diese Art der Spritzerbildung keinen Einfluss auf die spätere Verbindungsfestigkeit, dennoch ist eine Vermeidung anzustreben. Zum einen steigt die Verletzungsgefahr während des weiteren Handlings der Bauteile, zum anderen kann es durch das Anhaften von verspritztem Material an der Elektrode zu erhöhtem Elektrodenverschleiß und zu daraus resultierenden Prozessschwankungen kommen. Zur Vermeidung der genannten Gefahren, sollte die Prozessparametrisierung (explizit die Wahl der Stromstärke) so gestaltet werden, dass Oberflächenspritzer ausgeschlossen werden können. Ist dies aufgrund von anderen Restriktionen nicht

möglich, so wird empfohlen, zurückgebliebene Materialspritzer zu entfernen, die Elektrodenkappe regelmäßig zu überprüfen und diese – wenn nötig – zu wechseln.

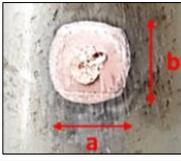
**Elektrodeneinsinkweg.** Wie auch in Yang et al. [48], wurde im Rahmen der zuvor durchgeführten Untersuchungen weiter deutlich, dass sich der Elektroden-einsinkweg als Verfahren zur zerstörungsfreien Verbindungsbewertung eignet. Es wurde festgestellt, dass sich über den gemessenen absoluten Einsinkweg erste Rückschlüsse auf die Verbindungsqualität ziehen lassen. Werden zu kleine Werte ermittelt ( $< 0,45$  mm), liegt die Vermutung nahe, dass keine ausreichende Verbindung erzeugt wurde. Sind die Werte zu hoch ( $> 0,65$  mm), ist dies eine erste Indikation für eine ungewollte lokale Rohrdeformation im Prozess. Neben dem absoluten Einsinkweg liefert der Kurvenverlauf einen weiteren Anhaltspunkt, um eine Rohrdeformation zu erkennen. Wird während der Stromphase ein erneuter Anstieg des Einsinkwegs detektiert, also ist ein Wendepunkt innerhalb des Kurvenverlaufs sichtbar, ist dies ein Indiz für eine lokale Rohrdeformation. Um den Elektroden-einsinkweg als dauerhaftes Kontrollkriterium zu nutzen, sind dementsprechende Hüllkurven für i.O.-Verbindungen zu definieren. Ungewollte Prozessschwankungen lassen sich ebenso erkennen, sodass ein reproduzierbarer Prozess sichergestellt werden kann.

### 5.4.2 Zerstörende Prüfungen

**Schäl- bzw. Abrollprüfung.** Die Durchführung der Schälprüfung an widerstandsgeschweißten Bauteilen wird in der DIN EN ISO 10447 [113] beschrieben. Hier wird mithilfe einer Zange das applizierte Blech kontinuierlich vom jeweiligen Fügepartner gelöst. Im Anschluss können das entstandene Bruchbild sowie die Bruchfläche bewertet werden [113]. Anders als beim Widerstandsschweißen wurde aus den vorangegangenen Untersuchungen deutlich, dass beim einseitigen Widerstandslöten ein kohäsives Bruchbild gewünscht ist, um eine möglichst hohe Verbindungsfestigkeit zu gewährleisten. Um sicher zu stellen, dass das Lot vollständig in Kontakt zur Rohroberfläche gelangt, kann in Relation zur jeweiligen Lotdepotgröße die minimale Bruchflächengröße berechnet werden. Im konkreten Anwendungsfall beträgt die Lotgröße  $4\text{ mm} \times 4\text{ mm}$ , sodass eine minimale Bruchfläche von  $> 16\text{ mm}^2$  erreicht werden sollte. Dennoch wurde festgestellt, dass eine Bruchfläche von  $> 20\text{ mm}^2$  nötig ist, um eine ausreichende Verbindungsqualität (kohäsiver Bruch) zu ermöglichen. Weiter sind

rein adhäsive Bruchbilder nicht zulässig, da in diesem Fall deutlich geringere Scherkräfte ermittelt wurden. Ursächlich hierfür ist die erhöhte Anzahl an Fehlstellen in der Verbindungszone zwischen Lot und Rohr, infolge einer unzureichenden thermischen Oberflächenaktivierung. Zudem wurde eine Reduktion der Verbindungsfestigkeit durch das Auftreten von Grenzflächenspritzern festgestellt, sodass Grenzflächenspritzer generell vermieden werden sollten. Tabelle 5-2 verdeutlicht zusammenfassend die abgeleiteten Bewertungskriterien der Schälprüfung als Ergebnis der Prozessanalyse.

Tabelle 5-2: Bewertung der Schälprüfung beim einseitigen Widerstandslöten

Bewertung	Energieeintrag zu gering	i.O.	Energieeintrag zu hoch
Bild			
Bruchart	Adhäsiver Bruch	Kohäsiver Bruch	Kohäsiver Bruch
Bruchfläche	$a \cdot b < 20 \text{ mm}^2$	$a \cdot b > 20 \text{ mm}^2$	$a \cdot b > 20 \text{ mm}^2$
Spritzer	Keine Grenzflächenspritzer	Keine Grenzflächenspritzer	Grenzflächenspritzer

**Metallografische Analyse.** Auch die Schlifffanalyse kann in Anlehnung an das Widerstandsschweißen durchgeführt werden [36]. Abbildung 5-29 zeigt die abgeleiteten Bewertungskriterien beim einseitigen Widerstandslöten in Anlehnung an das Widerstandsschweißen. Da beim Widerstandslöten die Verbindung zwischen Blech und Rohr nicht über die Entstehung einer Schweißlinse realisiert wird, muss eine alternative Bewertungsgröße bestimmt werden. Aufgrund der Verbindungscharakteristik bietet sich hier die Lotanbindungslänge  $\ell_{\text{Kon}}$  an.  $\ell_{\text{Kon}}$  beschreibt demnach die sichtbare Kontaktlänge zwischen Lot und Rohr nach erfolgreichem Prozessverlauf. Aus den vorangegangenen Untersuchungen wurde deutlich, dass die gemessene Bruchfläche nach der Schälprüfung mit der Lotanbindungslänge korreliert. Dementsprechend lässt sich ebenso für  $\ell_{\text{Kon}}$  der Grenzwert gemäß (Gl. 9) definieren.

$$\ell_{\text{Kon}} > b_L, \ell_L > 4 \text{ mm} \quad (\text{Gl. 9})$$

Die Lotanbindungslänge sollte somit größer als die Länge bzw. die Breite des genutzten Lotes sein. Im konkreten Beispiel besitzt das Lot eine Größe von 4 mm x 4 mm ( $\ell_L \times b_L$ ) sodass  $\ell_{\text{Kon}}$  einen Wert  $> 4 \text{ mm}$  erreichen sollte.

Weiter lässt sich die Ausdehnung der Wärmeeinflusszone (WEZ) ermitteln. Hier beschreibt  $h_{WEZ}$  die Tiefe und  $l_{WEZ}$  die Breite bzw. Länge der Wärmeeinflusszone. Die Ausdehnung der ermittelten WEZ korreliert mit dem Bereich einer ungewollten Materialaufhärtung (Abbildung 5-18). Gilt demnach  $h_{WEZ} = h_R$ , also ist die Tiefe der WEZ gleich der Rohrwandstärke, so ist von einer Durchwärmung des Rohres zu sprechen. Um dies zu vermeiden, sollte  $h_{WEZ} < h_R$  gelten. Auch sollten Risse (Lötrissigkeit) im Rohr bei der Prozessauslegung vermieden werden.

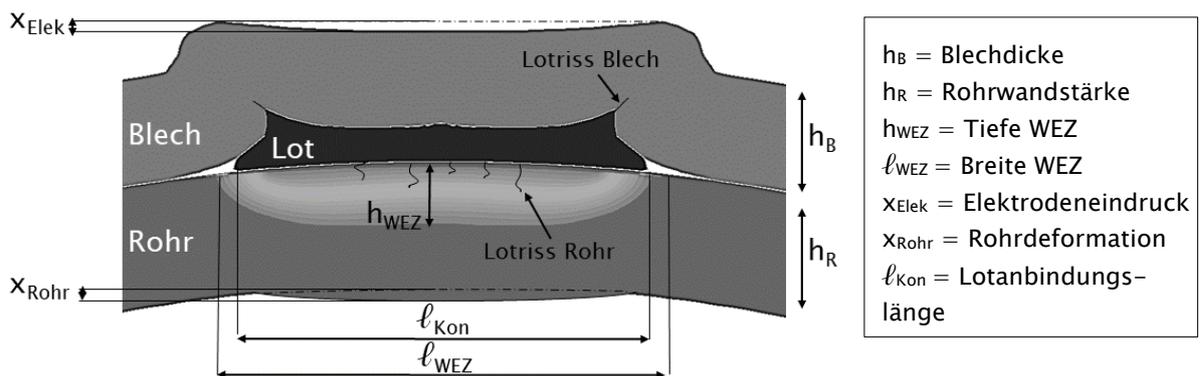


Abbildung 5-29: Abgeleitete Bewertungskriterien des Makroschliffs beim einseitigen Widerstandslöten

Zuletzt lässt sich die lokale Rohrdeformation  $x_{Rohr}$  ermitteln. Diese Deformationerscheinung wird in Folge eines zu hohen Energieeintrags, nach der Durchwärmung des Rohres aufgrund des charakteristischen Erwärmungsprozesses und der fehlenden Gegenelektrode, unterhalb der Lotkontaktfläche sichtbar. Generell sollte der Prozess so ausgelegt werden, dass eine Rohrverformung vermieden wird ( $x_{Rohr} = 0$ ). Ist dies nicht möglich, ist die maximal zulässige Deformation bauteil- bzw. anwendungsspezifisch auszulegen. Die Bewertungskriterien weiterer Unregelmäßigkeiten beim Hartlöten sind in der DIN EN ISO 18279 beschrieben [120].

## 6 Vergleich des Schweiß- und Lötprozesses an dünnwandigen Rohren

Um den Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen (SSSW) darzustellen, wird im Folgenden ein Prozessvergleich an dünnwandigen Rohren beschrieben. Aufgrund der bekannten wandstärkenabhängigen Verfahrensgrenze beim SSSW-Prozess [19], [49], sollen für die folgenden Untersuchungen Prüflinge im Wandstärkenbereich  $< 1,5$  mm genutzt werden. Da Rohre mit einer Wandstärke von  $< 1,5$  mm nicht zur Verfügung standen, mussten die bisher genutzten Standardrohre mechanisch umgearbeitet werden. Hierzu wurden die Rohre stufenweise auf die Wandungen 1,2 mm, 1,0 mm und 0,8 mm ausgedreht. Die dabei entstandenen Prüflinge wurden im Anschluss auf mögliche Form- und Maßabweichungen untersucht. Das Vorgehen wurde bereits im Punkt 3.2 beschrieben. Da die Rohrsteifigkeit mit geringeren Wandstärken abnimmt ist im ersten Schritt, in Anlehnung an Rudolf [11] und Dilthey et al. [19], eine geeignete Anpresskraft  $F_A$  zu wählen, um eine Deformation während der Anpressphase zu vermeiden.

### 6.1 Ermittlung der geometrie- und werkstoffabhängigen Übergangskraft

Die sog. Übergangskraft  $F_0$  beschreibt die maximale Anpresskraft  $F_A$ , die gewählt werden kann, ohne den jeweiligen Prüfling bereits während der Anpressphase plastisch zu deformieren. Ähnliche Untersuchungen wurden bereits in Rudolf [11], Dilthey et al. [19] und Schiebahn [44] durchgeführt. In Rudolf [11] und Dilthey et al. [19] wurde zudem zwischen einer globalen und einer lokalen Rohrdeformation unterschieden. Um ebenso eine rohrabhängige und verfahrensunabhängige Übergangskraft für die zu untersuchenden Prüflinge zu ermitteln, wurden, in Anlehnung an die bereits bekannten Untersuchungen von [11], [19] und [44], experimentelle Versuche durchgeführt. Weiter wird ein numerischer und ein daraus abgeleiteter vereinfachter rechnerischer Ansatz vorgestellt, um die Übergangskraft  $F_0$  zu bestimmen. Im Folgenden wird das Vorgehen genauer dargestellt.

**Experimenteller Untersuchungsansatz.** Um die jeweils geometrie- und werkstoffabhängige Übergangskraft  $F_{Ü}$  festzustellen, wurden die zu untersuchenden Prüflinge der jeweiligen Wandstärkenbereiche mittels einer Zug-Druck-Prüfanlage unter steigender Kraft  $F$  belastet. Die jeweilige Kraftübertragung wurde in Anlehnung an den realen Applikationsprozess über eine Elektrode realisiert und in der Mitte des Prüflings  $l_R/2$  (vgl. Abbildung 3-4) eingeleitet. Das Rohr wurde während des Versuchs in einem magnetischen Prisma gelagert. Abbildung 6-1 a) zeigt schematisch den Prüfaufbau. Auf eine Unterscheidung in einen lokalen und globalen Deformationsanteil wurde verzichtet. Betrachtet man demnach den Zusammenhang zwischen Kraft und Deformation, lässt sich anhand der Dehngrenze (vgl.  $R_{p0,2}$ ) die jeweilige Übergangskraft ablesen. Abbildung 6-1 b) zeigt exemplarisch den Kurvenverlauf eines C22E-Rohres mit einer Wandstärke von 1,0 mm. In diesem Fall wurde eine Übergangskraft von 1,0 kN ermittelt.

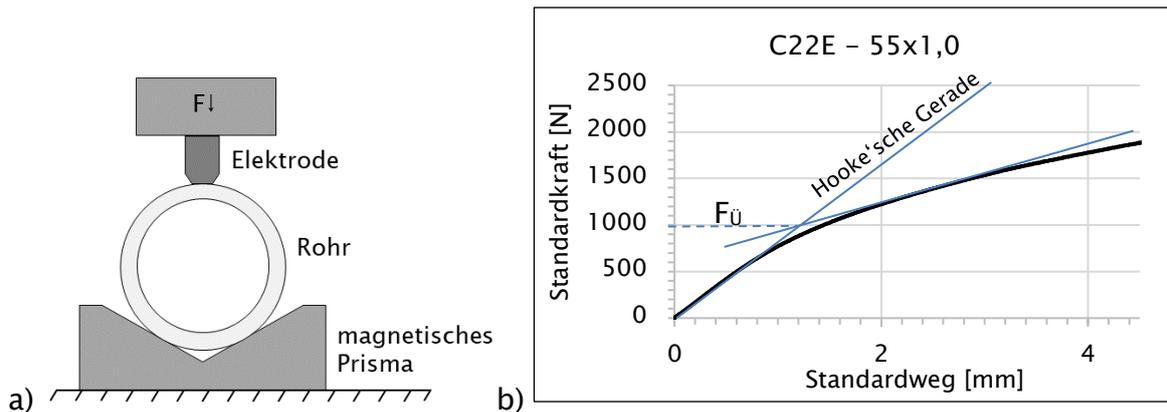
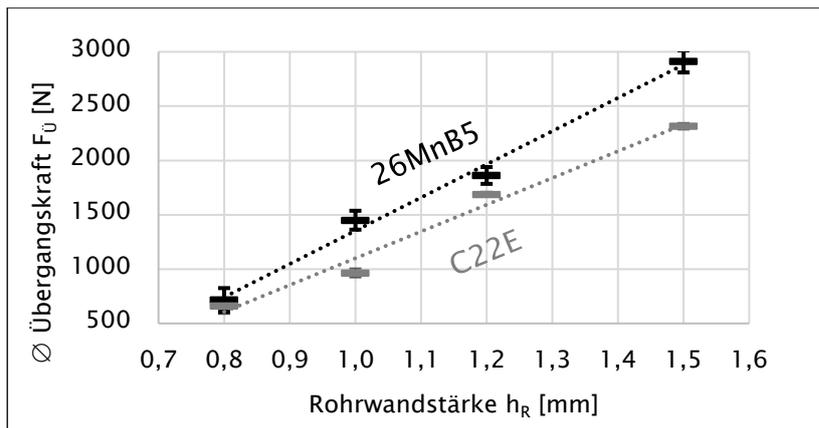


Abbildung 6-1: a) Schematischer Versuchsaufbau zur experimentellen Ermittlung der Übergangskraft; b) Beispielhafter Kurvenverlauf ( $h_R = 1,0$  mm,  $F_{Ü} = 1,0$  kN)

In gleicher Art und Weise wurden die Übergangskräfte aller zu untersuchenden Wandstärken (0,8 mm, 1,0 mm, 1,2 mm) und Materialkombinationen (C22E, 26MnB5) ermittelt. Die Ergebnisse sind in Abhängigkeit des gewählten Werkstoffs in Abbildung 6-2 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die durchschnittliche Übergangskraft  $F_{Ü}$  ( $n = 3$ ) mit kleineren Wandstärken sinkt. Vergleicht man beispielsweise die ermittelte Übergangskraft des Werkstoffs 26MnB5 von ca. 1500 N bei  $h_R = 1,0$  mm mit der Wandstärke  $h_R = 1,5$  mm des gleichen Materials, so wird deutlich, dass die Profilsteifigkeit mit größeren Wandstärken deutlich ansteigt. Hier wurde eine Übergangskraft von durchschnittlich 2912 N ermittelt. Ebenso wurde festgestellt, dass die plastische Deformationsschwelle des C22E-Materials generell geringer ausfällt.



$h_R$ [mm]	$F_{Ü,C22E}$ [kN]	$F_{Ü,26MnB5}$ [kN]
0,8	0,7	0,7
1,0	1,0	1,3
1,2	1,7	1,9
1,5	2,3	2,9

Abbildung 6-2: Experimentell ermittelte durchschnittliche Übergangskräfte  $F_{Ü}$  ( $n=3$ ) unterschiedlicher Werkstoffe (C22E & 26MnB5) im Wandstärkenbereich  $h_R \leq 1,5$  mm

**Numerischer Untersuchungsansatz.** Um die experimentell ermittelten Werte zu bestätigen und um eine kostengünstige Alternative ohne experimentellen Versuchsaufwand aufzuzeigen, wurden ebenso numerische Untersuchungen durchgeführt. Demnach wurde, mithilfe der FEM-Software ANSYS, ein dreidimensionales Modell in Anlehnung an die zuvor dargestellten experimentellen Versuche aufgebaut (Abbildung 6-3 a)). Auch hier wurde über die Elektrode eine definierte Kraft in negativer y-Richtung eingeleitet (A: Force).

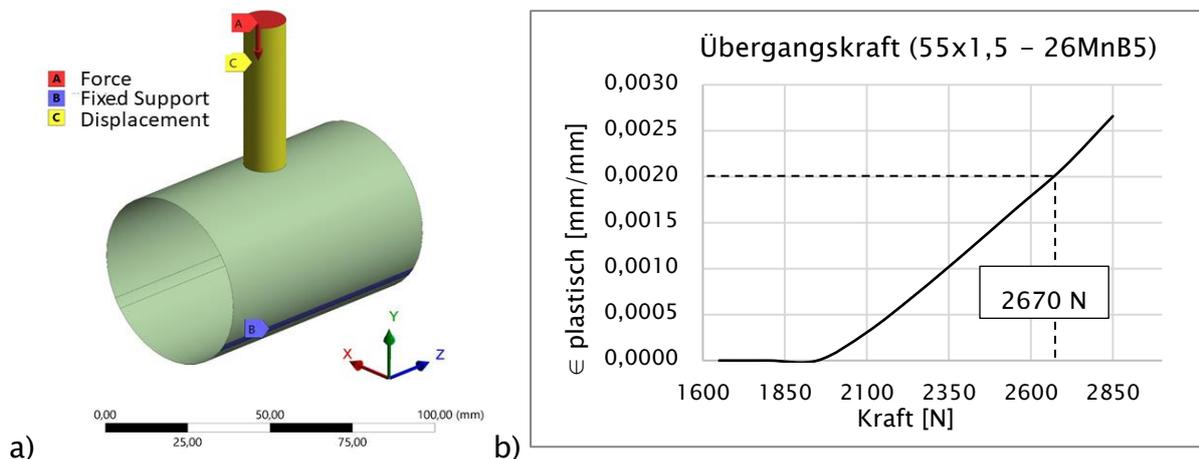


Abbildung 6-3: Numerische Ermittlung der Übergangskraft in ANSYS – a) Modelldarstellung; b) Darstellung der Kenngrößen am Beispiel 55x1,5 mm – 26MnB5

Gemäß der experimentell genutzten Prismen-Auflage wurde das Rohr im FEM-Modell über zwei Flächen fixiert (B: Fixed Support). Anschließend wurde die Kraft ermittelt, bei welcher eine plastische Dehnung  $\epsilon$  von 0,002 mm/mm (vgl.  $R_{p0,2}$ ) festgestellt werden konnte. Im dargestellten Beispiel (Abbildung 6-3 b)) wurde für das 26MnB5-Rohr

mit einer Wandstärke von 1,5 mm und einem Durchmesser von 55 mm eine Übergangskraft von 2670 N festgestellt. In gleicher Art und Weise konnte die Übergangskraft für die restlichen Wandstärken-Materialkombinationen bestimmt werden.

**Vergleich zwischen numerischen und experimentellen Ergebnissen.** Vergleicht man nun die numerischen mit den experimentell ermittelten Übergangskräften, lässt sich feststellen, dass sich die Werte stark ähneln. Abbildung 6-4 zeigt die jeweiligen Zusammenhänge. Ein Bestimmtheitsmaß von  $> 97\%$  lässt auf eine hohe Vergleichbarkeit schließen. Somit wird deutlich, dass sowohl die dargestellte experimentelle Methode als auch die numerische Methode zur Bestimmung der Übergangskräfte valide Ergebnisse liefert.

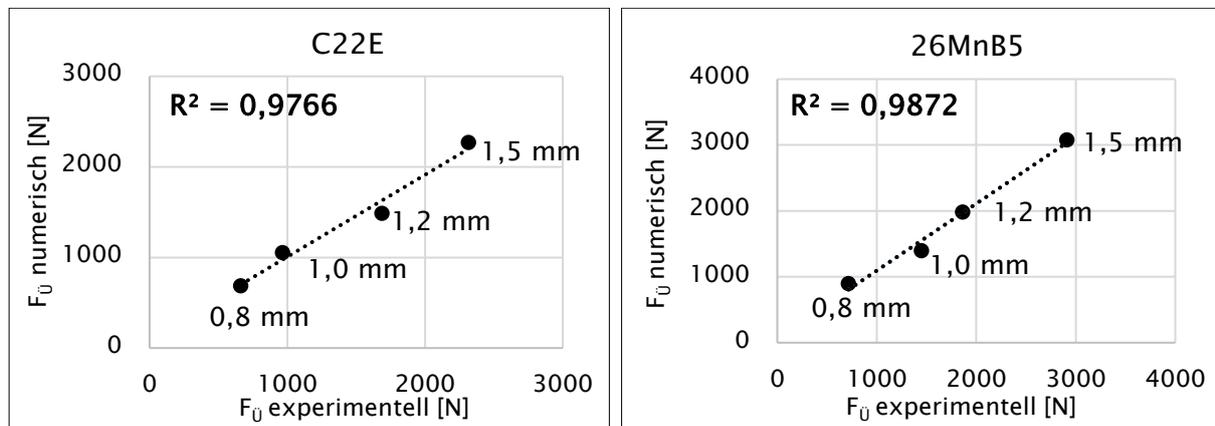


Abbildung 6-4: Abgleich der numerisch ermittelten Übergangskraft mit der experimentell ermittelten Übergangskraft bei verschiedenen Wandstärken (0,8 mm, 1,0 mm, 1,2 mm, 1,5 mm)

**Funktionaler Zusammenhang zur Ermittlung der Übergangskraft.** Betrachtet man die Ergebnisse aus Abbildung 6-2, so lässt sich ein linearer Zusammenhang zwischen der ermittelten Übergangskraft und den genutzten Wandstärken vermuten. Am Beispiel des Werkstoffs C22E lässt sich somit folgende Gleichung (Gl. 10) ableiten:

$$F_{Ü,C22E} = 2463,4 \cdot h_R - 1363,8 \quad (Gl. 10)$$

Gemäß (Gl. 10) würde sich demnach bei einer Rohrwandstärke  $h_R \leq 0,55$  mm eine negative Übergangskraft  $F_{Ü,C22E}$  ergeben. Der lineare Ansatz scheint somit nicht zielführend. Da jedoch festgestellt wurde, dass das numerische Modell ebenso geeignet ist valide Übergangskräfte zu ermitteln (vgl. Abbildung 6-4), wurden weitere Wandstärken (0,2 mm, 0,4 mm, 0,6 mm, 2,0 mm, 4,0 mm, 6,0 mm) in die numerische

Analyse aufgenommen, um einen passenderen funktionalen Zusammenhang zwischen der zu wählenden Übergangskraft  $F_{\dot{U}}$ , der Wandstärke  $h_R$  und dem Material zu ermitteln. Abbildung 6-5 zeigt die Ergebnisse.

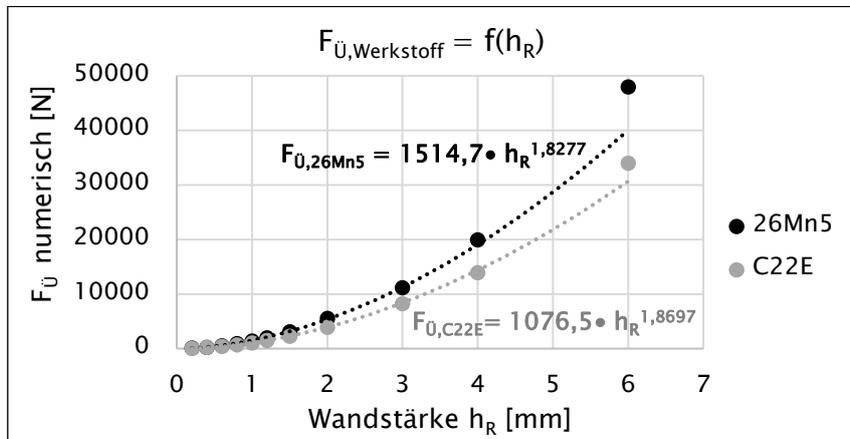


Abbildung 6-5: Numerisch ermittelter funktionaler Zusammenhang zwischen Werkstoff, Wandstärke  $h_R$  und Übergangskraft  $F_{\dot{U}}$

Hier wurde erneut deutlich, dass der lineare Ansatz aus (Gl. 10) nur im Wandstärkenbereich zwischen 0,8 mm – 1,2 mm (experimentell validierter Bereich) eine bedingte Gültigkeit besitzt. Weiter zeigt sich, dass eine werkstoffabhängige Potenzfunktion den Zusammenhang zwischen Übergangskraft und Wandstärke besser beschreibt. Ab einer Wandstärke  $h_R$  von  $> 4$  mm sinkt jedoch die Abbildungsgüte des Potenzansatzes. Folgende Zusammenhänge lassen sich demnach werkstoffabhängig ableiten:

$$F_{\dot{U},26Mn5} = 1515 \cdot h_R^{1,83} \quad (Gl. 11)$$

$$F_{\dot{U},C22E} = 1077 \cdot h_R^{1,87} \quad (Gl. 12)$$

Überführt man die werkstoffabhängigen Gleichungen (Gl. 11) und (Gl. 12) in eine werkstoffunabhängige Form, lässt sich durch Division der jeweiligen Faktoren (1515, 1077) mit der dazugehörigen Streckgrenze  $R_e$  (Tabelle 3-3) bei gleichzeitiger Vereinheitlichung des Exponenten näherungsweise folgender Zusammenhang ableiten:

$$F_{\dot{U}} = R_e \cdot 1,93 \cdot h_R^{1,85} \quad (Gl. 13)$$

Gemäß (Gl. 13) errechnet sich die Übergangskraft  $F_{\dot{U}}$  [N] aus der werkstoffabhängigen Streckgrenze  $R_e$  [MPa] und der Wandstärke  $h_R$  [mm]. Um diesen vereinfachten rechnerischen Ansatz zu prüfen, wurden die jeweils errechneten Werte erneut mit den numerisch ermittelten Werten verglichen. Abbildung 6-6 zeigt das Ergebnis. Hier wird deutlich, dass mit dem vereinfachten rechnerischen Ansatz aus (Gl. 13) vergleichbare Werte erzeugt werden konnten. Um also eine erste Abschätzung zu treffen, welche

Anpresskraft  $F_A$  maximal gewählt werden kann, ohne die Übergangskraft  $F_{\bar{U}}$  des Rohres zu erreichen, kann ebenso der dargestellte rechnerische Ansatz gewählt werden.

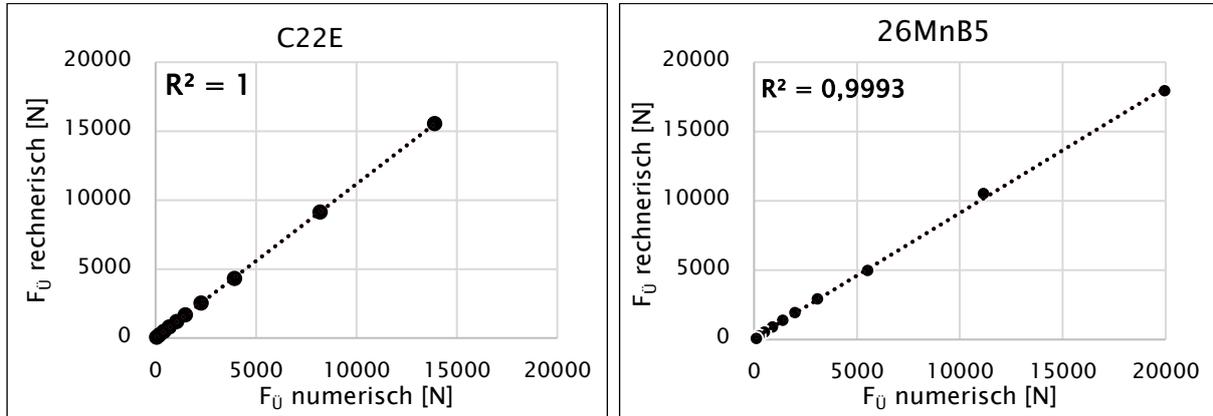


Abbildung 6-6: Abgleich der numerisch ermittelten Übergangskraft mit der errechneten Übergangskraft gemäß (Gl. 13)

**Zusammenfassung der Ergebnisse und gewählte Anpresskraft.** Tabelle 6-1 zeigt zusammenfassend die gesammelten Erkenntnisse aus den experimentellen, den numerischen und den rechnerischen Untersuchungsansätzen im zu untersuchenden Wandstärkenbereich zwischen 0,8 mm und 1,2 mm. Bei der Wahl der optimalen Anpresskraft  $F_A$  ist es, aufgrund von möglichen Materialinhomogenitäten, jedoch sinnvoll, Werte unterhalb der ermittelten Übergangskraft  $F_{\bar{U}}$  zu nutzen. Zur Ermittlung der Wandstärken und materialabhängigen Anpresskraft  $F_A$ , wurden demnach die Ergebnisse der experimentellen Versuche um den Wert der Standardabweichung reduziert und abgerundet. Die für die weiteren Versuche genutzte Anpresskraft ist in Abhängigkeit der Wandstärke und des Werkstoffs demnach in Tabelle 6-1 dargestellt.

Tabelle 6-1: Ermittelte Übergangskräfte  $F_{\bar{U}}$  und daraus abgeleitete gewählte Anpresskräfte  $F_A$

		$h_R = 1,2 \text{ mm}$	$h_R = 1,0 \text{ mm}$	$h_R = 0,8 \text{ mm}$
<b>C22E</b>	$F_{\bar{U}}$ experimentell (n=3)	1688 N	965 N	662 N
	$F_{\bar{U}}$ numerisch	1487 N	1056 N	688 N
	$F_{\bar{U}}$ rechnerisch	1677 N	1197 N	792 N
	<b>gewählte Anpresskraft <math>F_A</math></b>	<b>1600 N</b>	<b>900 N</b>	<b>500 N</b>
<b>26MnB5</b>	$F_{\bar{U}}$ experimentell (n=3)	1862 N	1258 N	716 N
	$F_{\bar{U}}$ numerisch	1986 N	1400 N	899 N
	$F_{\bar{U}}$ rechnerisch	1934 N	1380 N	913 N
	<b>gewählte Anpresskraft <math>F_A</math></b>	<b>1700 N</b>	<b>1100 N</b>	<b>600 N</b>

## 6.2 Erstellung von verfahrensabhängigen Bereichsdiagrammen

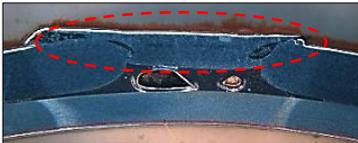
**Untersuchungsrandbedingungen.** Um das einseitige Widerstandsschweißen mit dem Widerstandslöten zu vergleichen, wurden im weiteren Verlauf verfahrensabhängige Bereichsdiagramme gemäß SEP 1220 [43] erstellt. Aufgrund der geringeren Übergangskräfte des C22E-Werkstoffs, bildet dieser den kritischen Untersuchungspfad und wird deshalb für die weiteren Versuche genutzt. Ziel soll es demnach sein, die jeweiligen Verfahrensgrenzen im dünnwandigen Bauteilbereich zu ermitteln. Die dafür genutzten Anpresskräfte wurden bereits in Tabelle 6-1 dargestellt. Um die SEP-Diagramme möglichst vergleichbar zu gestalten, wurde zudem eine Stromzeit gewählt, bei welcher sowohl das Löten als auch das Schweißen brauchbare Ergebnisse liefert. Beim Löten wurde gemäß Abbildung 5-14 ein Bereich zwischen 210 ms und 245 ms als zielführend identifiziert (kohäsiver Bruch ohne Spritzer und Deformation). Für das einseitige Widerstandsschweißen wurde im Rahmen der Literaturanalyse ein Stromzeitbereich zwischen 175 ms und 350 ms ermittelt. Hierfür wurden die Prozesszeiten aus den Untersuchungen von [11], [19], [44], [47] und [48] genauer hinsichtlich der genutzten minimalen und maximalen Stromzeit analysiert und gemittelt. Vergleicht man demnach die beiden verfahrensabhängigen Zeitbereiche, so lässt sich eine Überschneidung erkennen. Folglich wurde für die SEP-Erstellung eine einheitliche Stromzeit von 220 ms gewählt. Einzig die Elektrodenkappen unterscheiden sich verfahrensabhängig. Für das Löten wurde eine ballige Elektrodenkappe (A0-13-18-30) genutzt. Im Unterschied dazu wurde zum Schweißen eine kegelige Kappe der Form B0-13-18-30-5-30 verwendet [104]. Tabelle 6-2 zeigt zusammengefasst die Untersuchungsrandbedingungen zur SEP-Erstellung. Insgesamt werden somit pro Verfahren drei wandstärkenabhängige Bereichsdiagramme mit der zuvor ermittelten verfahrensunabhängigen Übergangskraft erstellt. Die Stromstärke wurde hierfür jeweils schrittweise um 0,2 kA angehoben und die resultierende Verbindung analysiert.

*Tabelle 6-2: Darstellung der Untersuchungsrandbedingungen zur SEP-Erstellung*

	Einseitiges Widerstandsschweißen	Einseitiges Widerstandslöten
<b>Blechdicke [mm]</b>		1,5
<b>Rohrwerkstoff [-]</b>		C22E
<b>Rohrwandstärke [mm]</b>		0,8 - 1,0 - 1,2
<b>Anpresskraft [N]</b>		500 - 900 - 1600
<b>Stromzeit [ms]</b>		220
<b>Elektrodenform [-]</b>	B0-13-18-30-5-30	A0-13-18-30

**Bewertungsgrenzen.** Weiter sind obere und untere Verfahrensgrenzen notwendig, um die resultierenden Verbindungen zu bewerten. Tabelle 6-3 zeigt die genutzten Grenzwerte. Die untere Grenze wurde jeweils verfahrensunabhängig nach erfolgreicher Schälprüfung gemäß DIN EN ISO 10447 [113] ermittelt. Hier wird beim Schweißen der Mindestpunktdurchmesser, welcher in Folge eines Ausknöpfbruchs entsteht, gemessen [37], [113]. Laut SEP 1220 Part 2 [43] errechnet sich der zu erreichende Mindestwert wandstärkenabhängig aus  $4 \cdot \sqrt{h}$ . Da es sich beim einseitigen Widerstandsschweißen jedoch um einen sensiblen Prozess handelt, wurde der Grenzwert gemäß DVS 2902-3 [42] auf  $3,5 \cdot \sqrt{h}$  abgemindert. Ist der Schweißpunkt zu klein, ist die Verbindung als n.i.O. zu bewerten. Beim einseitigen Widerstandslöten hingegen wird die Bruchfläche gemäß Tabelle 5-2 bewertet. Entscheidend sind hier die Größe sowie die Art des Bruchbilds. Wird ein kohäsiver Bruch mit einer Bruchfläche  $> 20 \text{ mm}^2$  detektiert, ist die Verbindung als i.O. zu bewerten. Da Grenzflächenspritzer respektive Oberflächenspritzer aufgrund der teilweise zu geringen Anpresskraft nicht vermieden werden können und diese teilweise unterhalb der unteren Grenze liegen, werden Spritzer allgemein aus der Bewertung ausgeschlossen. In den Untersuchungen von Rudolf [11] wurden ähnliche Zusammenhänge festgestellt. Demnach wurde als oberes Grenzkriterium die lokale Rohrdeformation herangezogen. In Anlehnung an die zulässigen Maße und Grenzmaße für geschweißte kaltgezogene Präzisionsrohre nach DIN EN 10305-2 [100] ergibt sich somit für den Durchmesser 55 mm eine maximal zulässige Deformation von 0,25 mm. Eine Beurteilung der lokalen Deformation wurde mithilfe des Konturmessgeräts bzw. im Rahmen der metallografischen Analyse durchgeführt (Abbildung 3-10). Wird trotz erhöhten Energieeintrags die maximale Deformation nicht erreicht, werden Fehlstellen im Blech in die Bewertung der oberen Prozessgrenze aufgenommen. Tabelle 6-3 zeigt zusammenfassend die verfahrensabhängigen Bewertungsgrenzen.

Tabelle 6-3: Verfahrensabhängige Bewertungsgrenzen – Definition des i.O.-Bereichs

	Einseitiges Widerstandsschweißen	Einseitiges Widerstandslöten
<b>Unterer Grenzwert (Schälprüfung)</b>	Mindestpunktdurchmesser $\geq 3,5 \cdot \sqrt{h}$	Kohäsiver Bruchcharakter und Bruchfläche $\geq 20 \text{ mm}^2$
<b>Oberer Grenzwert (Metallografie, Kufentaster)</b>	Lokale Deformation $\leq 0,25 \text{ mm}$ , Fehlstellen im Blech	
		

**Ermittelte Bereichsdiagramme.**

Abbildung 6–7 zeigt zusammenfassend das Ergebnis der Parameterbereichsermittlung in Abhängigkeit des jeweiligen Verfahrens und der Wandstärke. Betrachtet man zuerst die Wandstärke  $h_R = 0,8 \text{ mm}$ , so konnte für das Löten ein i.O.–Bereich zwischen 7,6 kA und 8,6 kA ermittelt werden. Hier wurden gemäß Tabelle 6–3 ausreichend große Bruchflächen mit kohäsivem Bruchcharakter festgestellt. Das i.O.–Parameterfeld wurde in diesem Fall bei 8,6 kA durch Fehlstellen im Blech begrenzt, da die maximale Rohrdeformation mit  $\leq 0,1 \text{ mm}$  deutlich unterhalb der tolerierten Grenze lag.

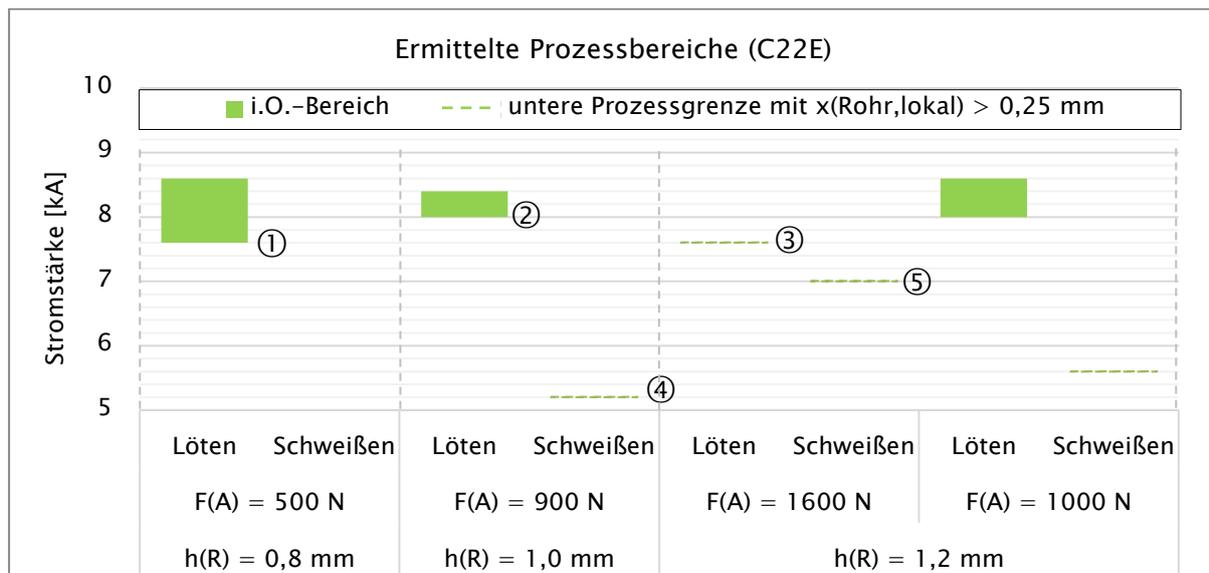


Abbildung 6–7: Verfahrenabhängige Parameterbereiche für dünnwandige Rohre mit  $F_A =$  Anpresskraft,  $h_R =$  Wandstärke und  $x_{Rohr, lokal} =$  lokale Rohrdeformation

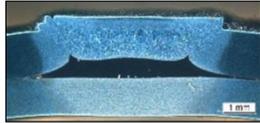
Betrachtet man im Vergleich dazu das Schweißen, so konnte bei der Wandstärke  $h_R = 0,8 \text{ mm}$  kein ausreichend großer Schweißpunkt erzeugt werden. Ab einer Stromstärke von 4,6 kA wurde bereits ein Rohrversagen in Folge der Schälprüfung festgestellt. Die Ergebnisse der Wandstärke 1,0 mm wurden in gleicher Art und Weise analysiert. Hier konnte erneut ein i.O.–Bereich für den Lötprozess zwischen 8,0 kA und 8,4 kA ermittelt werden. Beim Schweißen wurde zwar ab 5,2 kA ein Schweißpunkt von 3,8 mm ( $> 3,5\sqrt{h} = 3,5 \text{ mm}$ ) gemessen, jedoch wurde bereits hier die tolerierte lokale Deformation von 0,25 mm überschritten ( $x_{Rohr, lokal} = 0,28 \text{ mm}$ ). Demnach markiert die Stromstärke 5,2 kA die theoretische untere Grenze. Betrachtet man zuletzt die Ergebnisse bei einer Wandstärke von 1,2 mm mit der zuvor ermittelten Übergangskraft von 1,6 kN, so wird deutlich, dass weder für das Löten noch für das Schweißen ein i.O.–Bereich ermittelt werden konnte. Hier wurde ebenso ab dem Erreichen der unteren Verfahrensgrenze eine zu große Deformation gemessen. Beim Löten betrug diese bei einer Stromstärke von 7,6 kA ca. 0,26 mm. Beim Schweißen wurde hingegen bei einer

geringeren Stromstärke von 7,0 kA eine Deformation von ca. 0,58 mm ermittelt. Da die theoretische Bauteilsteifigkeit mit steigender Wandstärke zunimmt (vgl. Kapitel 6.1), liegt hier die Vermutung nahe, dass in diesem Fall zu hohe Kräfte gewählt wurden. Aus diesem Grund wurde darüber hinaus eine kraftreduzierte Prozessbereichsermittlung für die Wandstärke 1,2 mm vorgenommen. Demnach wurde die gewählte Anpresskraft von ursprünglich 1600 N auf 1000 N reduziert. Es konnte festgestellt werden, dass eine Reduktion der Anpresskraft beim einseitigen Widerstandslöten ebenso bei einer Wandstärke von 1,2 mm zu einem i.O.-Bereich zwischen 8,0 kA und 8,6 kA führte. Durch die Kraftreduktion wurde ebenfalls deutlich, dass die lokale Deformation nicht mehr die obere Prozessgrenze markiert. Die gemessene Deformation lag bei allen Versuchen unterhalb des Grenzwerts von 0,25 mm. Somit liegt die Schlussfolgerung nahe, dass das Löten auch für dünnwandige Rohre  $< 1,5$  mm anwendbar ist. Um die Deformation möglichst gering zu halten, ist dennoch auf eine optimale Wahl der Anpresskraft zu achten. Beim Schweißen hingegen führte weder eine Reduktion der Anpresskraft (von 1600 N auf 1000 N) noch eine Reduktion der Stromzeit (von 220 ms auf 110 ms) zu einem nutzbaren Prozessbereich bei einer Wandstärke von  $h_R = 1,2$  mm. Demnach wurde die ermittelte Verfahrensgrenze des einseitigen Widerstandsschweißens aus der Literatur erneut bestätigt. Das einseitige Widerstandsschweißen kommt somit bei Wandstärken  $< 1,5$  mm an die verfahrensspezifische Prozessgrenze.

**Analyse der unteren Bereichsgrenzen.** Die unteren Bereichsgrenzen aus Abbildung 6–7 sind in Tabelle 6–4 genauer dargestellt. Neben einem charakteristischen Schliff wurde ebenso die Scherkraft der Verbindung anhand von jeweils fünf Prüflingen ( $n = 5$ ) pro Wandstärke ermittelt. Betrachtet man die Ergebnisse der Wandstärke  $h_R = 0,8$  mm, konnte für das Löten bei einer Stromstärke von 7,6 kA eine durchschnittliche Scherkraft  $F_S$  von 5792 N ermittelt werden. Eine hohe Standardabweichung von 1400 N lässt jedoch auf einen ungleichmäßigen Prozess schließen. Zudem wurden vermehrt Fehlstellen im Lot festgestellt. Vergleicht man dazu die ermittelten Scherkräfte der unteren Grenze beim Löten bei  $h_R = 1,0$  mm mit 2827 N und der theoretischen unteren Grenze bei  $h_R = 1,2$  mm mit 3386 N, so wurden trotz höherer Wandstärken generell geringere Scherkräfte ermittelt. Eine Reduktion der Fehlstellen im Lot wird ebenso sichtbar. Im Vergleich zum einseitigen Widerstandslöten wurden beim Schweißen Verbindungskräfte zwischen 4159 N bei  $h_R = 1,0$  mm und 5057 N bei

$h_R = 1,2$  mm ermittelt. Weiter wurde festgestellt, dass zwar der Mindestpunktdurchmesser der Wandstärke 1,2 mm bei 7,0 kA erreicht wurde, dennoch konnte im Schriff keine eindeutige Linse detektiert werden. Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Scherkräfte beim Löten (2827 N – 5792 N) den Scherkräften beim Schweißen (4159 N – 5057 N) ähneln. Die tendenziell höheren Scherkräfte beim Schweißen lassen sich u.a. auf die Rohrdeformation (mechanische Verklammerung) zurückführen.

Tabelle 6-4: Metallografische Analyse der unteren Grenzen gemäß Abbildung 6-7 inkl. ermittelter Scherkraft  $F_S$  anhand von 5 Prüflingen ( $n=5$ ) mit Standardabweichung  $\sigma$

	$h_R = 0,8$ mm	$h_R = 1,0$ mm	$h_R = 1,2$ mm
Löten	① Untere Grenze 7,6 kA $\varnothing F_S = 5792$ N ( $\sigma = 1400$ N) 	② Untere Grenze 8,0 kA $\varnothing F_S = 2827$ N ( $\sigma = 400$ N) 	③ Theor. untere Grenze 7,6 kA $\varnothing F_S = 3386$ N ( $\sigma = 300$ N) 
	Nicht ermittelbar	④ Theor. untere Grenze 5,2 kA $\varnothing F_S = 4159$ N ( $\sigma = 200$ N) 	⑤ Theor. untere Grenze 7,0 kA $\varnothing F_S = 5057$ N ( $\sigma = 800$ N) 

### Deformationsanalyse.

Weiter wurde zur genaueren Vergleichbarkeit der beiden Prozesse die gemessene verfahrens- und wandstärkenabhängige lokale Deformation gegenübergestellt. In Abbildung 6-8 wird der Einfluss der Anpresskraft erneut deutlich. Trotz erhöhter Wandstärken kommt es sowohl beim Löten als auch beim Schweißen zu einer Erhöhung der lokalen Rohrdeformation. Demnach liegt die Schlussfolgerung nahe, dass vor allem für  $h_R = 1,2$  mm anfänglich tendenziell zu hohe Anpresskräfte gewählt wurden. Weiter zeigen die Ergebnisse aus Abbildung 6-8 einen deutlichen Verfahreneinfluss auf die Deformationsintensität. Im Vergleich zum Schweißen konnte die durchschnittliche Deformation durch das Löten deutlich (um ca. 64 %) reduziert werden. Nahezu alle durchgeführten Schweißungen lagen oberhalb der tolerierten Deformationsgrenze von 0,25 mm und sind somit als n.i.O zu bewerten. Weiter wurde deutlich, dass eine Reduktion der Anpresskraft beim einseitigen Widerstandslöten von 1,6 kN auf 1,0 kN zu einer Reduktion der lokalen Rohrdeformation führte. Letztendlich konnten für alle Lötungen deformationsarme Verbindungen ( $\leq 0,25$  mm) erzeugt werden. Beim Schweißen wurden durchweg Deformationen oberhalb des tolerierten Grenzwertes von 0,25 mm festgestellt. Das einseitige Widerstandslöten scheint demnach geeignet, dünnwandige Bauteile zu fügen.

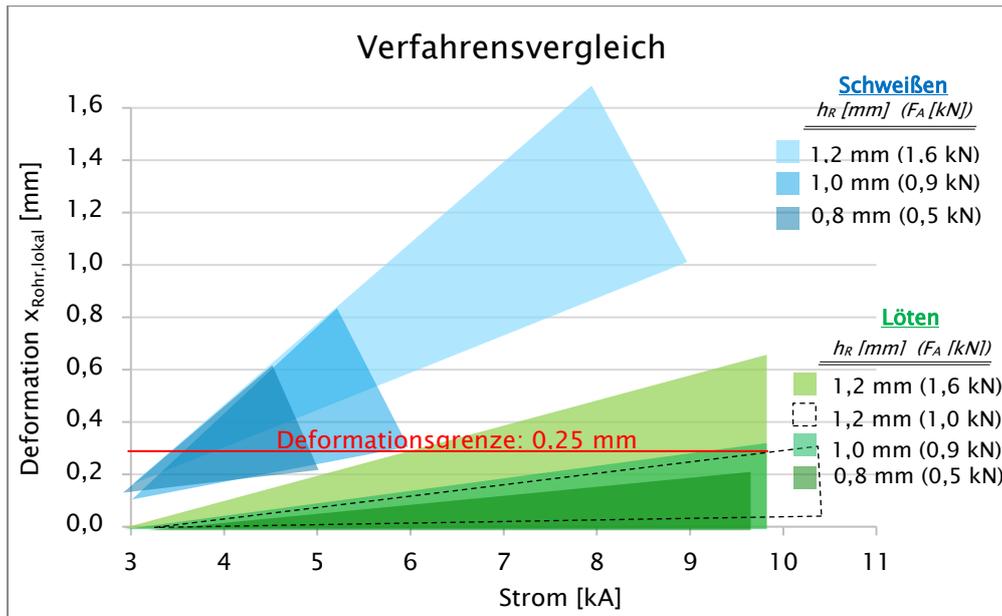


Abbildung 6–8: Ermittelte lokale Deformation (vereinfachte Darstellung) in Abhängigkeit der Wandstärke und des Verfahrens (lokale Deformationsgrenze  $x_{Rohr,lokal} \leq 0,25$  mm)

### 6.3 Abstraktion der Verfahrensgrenze mithilfe der Rohrsteifigkeit

Aus den zuvor dargestellten Untersuchungen wurde deutlich, dass das einseitige Widerstandsschweißen bei Wandstärken  $< 1,5$  mm ( $D_R = 55$  mm, C22E) an seine Verfahrensgrenze stößt. Die spezifische geometrie- und werkstoffabhängige Bauteilsteifigkeit ist dementsprechend zu gering, weshalb eine Deformation aufgrund der thermisch-mechanischen Belastung und aufgrund des Fehlens einer Gegenelektrode nicht vermieden werden kann. Im Gegensatz dazu zeigte sich, dass sich mittels des einseitigen Widerstandslötens ebenso Rohre mit geringerer Wandstärke ( $h_R = 0,8$  mm) bzw. geringerer Bauteilsteifigkeit deformationsfrei fügen lassen. Grund hierfür ist eine reduzierte thermische Belastung des Rohres im Prozessverlauf (Abbildung 5–10). Aus diesen Erkenntnissen wird im Folgenden ein möglicher Ansatz dargestellt, um auf Basis der Bauteilgeometrie die Verfahrensgrenzen festzulegen, sodass eine Abstraktion der Ergebnisse auf andere Durchmesser-/Wandstärkenverhältnisse möglich ist. Als Vergleichsgröße wurde hierfür die Ringsteifigkeit gemäß DIN EN 1228 [121] genutzt. Die Ringsteifigkeit  $S$  beschreibt demnach die Widerstandsfähigkeit gegenüber einer Ringverformung in Folge einer diametralen Belastung und wird vor allem im Bereich von Kunststoffrohren eingesetzt [121]. Hier beschreibt  $E$  das werkstoffabhän-

gige Elastizitätsmodul,  $D_m$  den mittleren Rohrdurchmesser und  $J$  das Flächenträgheitsmoment. Setzt man gemäß [121] das Flächenträgheitsmoment  $J$  in Abhängigkeit zur Rohrwandstärke  $\frac{h_R^3}{12}$ , so lässt sich die Ringsteifigkeit  $S$  wie folgt berechnen (Gl. 14):

$$S = \frac{E \cdot J}{D_m^3}, \text{ mit } J = \frac{h_R^3}{12} \quad (\text{Gl. 14})$$

$$S = \frac{E}{12} \cdot \left( \frac{h_R}{D_m} \right)^3$$

Betrachtet man also die in den Versuchen genutzten Stahlrohre, so lässt sich aus den geometrischen Kenngrößen ein Steifigkeitsindex auf Basis der Ringsteifigkeit  $S$  bestimmen. Da als werkstofftechnische Kenngröße lediglich das E-Modul genutzt wird, ist eine Abstraktion auf unterschiedliche Stahlgüten ohne weiteren Versuchsaufwand nicht möglich. Andere Werkstoffkennwerte wie z.B.  $R_{p0,2}$  gehen nicht in die Berechnung ein. Die Bewertungsmethodik wird demnach exemplarisch am Beispiel des untersuchten C22E-Werkstoffs dargestellt. Die dafür zugrundeliegenden Ergebnisse wurden bereits im Punkt 6.2 diskutiert. Hier wurde deutlich, dass das einseitige Widerstandsschweißen bis zu einer Wandstärke von 1,5 mm einsetzbar ist. Bei kleineren Wandstärken übersteigt die lokale Rohrdeformation den zuvor definierten Grenzwert von 0,25 mm, sodass das 1,5 mm dicke Rohr die experimentell ermittelte Verfahrensgrenze des einseitigen Widerstandsschweißens markiert. Für diesen konkreten Anwendungsfall lässt sich aus dem Elastizitätsmodul von 210.000 N/mm<sup>2</sup>, dem Außendurchmesser von 55 mm sowie der Wandstärke von 1,5 mm eine kritische Ringsteifigkeit von  $S_{C22E} = 0,386 \text{ N/mm}^2$  berechnen. Dieser Wert kennzeichnet die theoretisch ermittelte Grenzsteifigkeit für das einseitige Widerstandsschweißen an C22E-Rohren. Da jedoch die Wandstärken zwischen 1,5 mm und 1,2 mm nicht genauer untersucht wurden, liegt die wahre Grenzsteifigkeit zwischen 0,20 N/mm<sup>2</sup> und 0,39 N/mm<sup>2</sup>. Mit den dargestellten Zusammenhängen lässt sich somit auch für andere Geometriekombinationen, unter Verwendung des identischen Werkstoffs, die Einsatzfähigkeit des einseitigen Widerstandsschweißens bewerten. Wird also beispielsweise der kritische Wert von 0,39 N/mm<sup>2</sup> unterschritten, muss das einseitige Widerstandslöten gewählt werden, um deformationsarme Verbindungen zu realisieren. Zur Abstraktion des Ansatzes auf andere Stahlgüten, ist die werkstoffabhängige Grenzgeometrie in gleicher Art und Weise experimentell zu ermitteln. Um das Vorgehen weiter zu beschreiben, wurden in Tabelle 6-5, die jeweils geometrieabhängigen Ringsteifigkeiten im Durchmesserbereich 50 mm – 80 mm mit Wandstärken zwischen 0,8 mm – 2,0 mm errechnet. Mit dem Wissen über die werkstoffabhängige Grenzsteifigkeit von 0,39 N/mm<sup>2</sup> und den errechneten Steifigkeitswerten, lässt sich nun eine Aussage

treffen, welche Durchmesser-/Wandstärkenverhältnisse des Werkstoffs C22E gelötet werden müssen, um einen deformationsarmen Fügeprozess zu gewährleisten.

Tabelle 6-5: Ringsteifigkeit in  $N/mm^2$  für verschiedene Durchmesser und Rohrwandstärken (C22E)

		Rohrwandstärke $h_R$ [mm]												
		0,8	0,9	1	1,1	1,2	1,3	1,4	1,5	1,6	1,7	1,8	1,9	2
Durchmesser $D_R$ [mm]	80	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,08	0,10	0,12	0,15	0,18	0,21	0,25	0,30
	75	0,02	0,03	0,04	0,06	0,08	0,10	0,12	0,15	0,18	0,22	0,26	0,31	0,36
	70	0,03	0,04	0,05	0,07	0,09	0,12	0,15	0,18	0,22	0,27	0,32	0,38	0,45
	65	0,03	0,05	0,07	0,09	0,12	0,15	0,19	0,23	0,28	0,34	0,40	0,48	0,56
	60	0,04	0,06	0,09	0,11	0,15	0,19	0,24	0,30	0,36	0,43	0,52	0,61	0,72
	55	0,06	0,08	0,11	0,15	0,19	0,25	0,31	<b>0,39</b>	0,47	0,57	0,68	0,80	0,94
	50	0,08	0,11	0,15	0,20	0,26	0,33	0,42	0,52	0,63	0,76	0,91	1,08	1,27

Abbildung 6-9 stellt die ermittelten Zusammenhänge grafisch dar. Soll also beispielsweise ein C22E-Rohr mit einem Durchmesser von 60 mm und einer Wandstärke von 1,2 mm genutzt werden, so muss aufgrund der errechneten Ringsteifigkeit von  $S_{C22E,60/1,2} = 0,15 N/mm^2$  das einseitige Widerstandslöten genutzt werden. Wird jedoch die Wandstärke auf 2,0 mm erhöht ( $S_{C22E,60/2,0} = 0,72 N/mm^2$ ), so lassen sich mit beiden Verfahren deformationsarme Prozessbereiche ermitteln. Da das Löten nur bis zu einem Steifigkeitswert von  $0,06 N/mm^2$  ( $h_R = 0,8 mm, D_R = 55 mm$ ) erprobt wurde, ist die Aussage für kleinere Steifigkeitswerte nicht möglich.

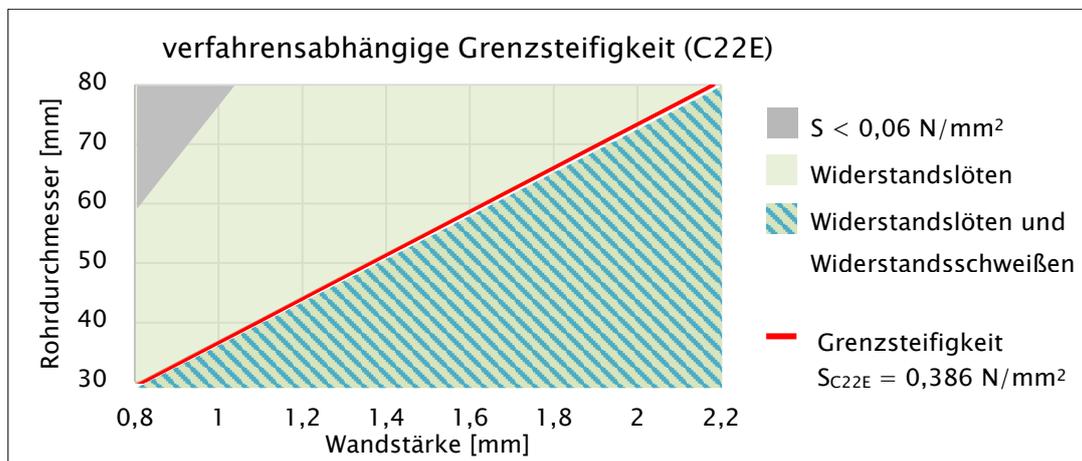
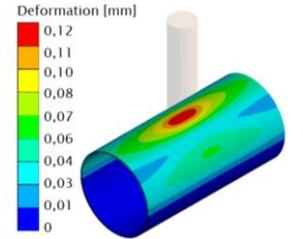
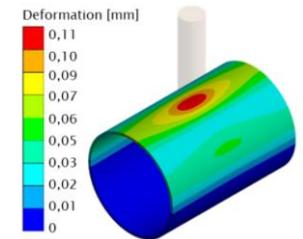
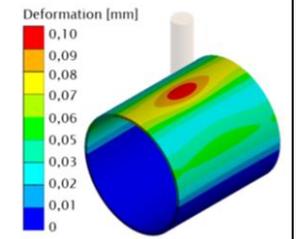
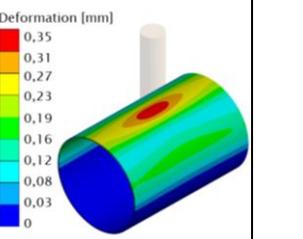


Abbildung 6-9: Entscheidungshilfe zur Wahl eines geeigneten Fügeverfahrens in Abhängigkeit des Durchmessers und der Wandstärke auf Basis der ermittelten Ringsteifigkeit  $S$  des Werkstoffs C22E

Um abschließend das theoretische Modell zu prüfen, wurden mittels ANSYS, in Anlehnung an Abbildung 6-3, numerische Untersuchungen durchgeführt. Die Einspannungs- und Belastungszustände wurden hier unverändert übernommen. Um also zu vergleichen, ob die errechnete Ringsteifigkeit genutzt werden kann, um wandstärken-

und durchmesserabhängige Klassifizierungen vorzunehmen, wurden drei verschiedene Durchmesser (40 mm, 55 mm, 75 mm) numerisch analysiert. Weiter wurde die theoretische Wandstärke berechnet, bei der alle drei Durchmesser eine identische Ringsteifigkeit von  $S_{C22E} = 0,386 \text{ N/mm}^2$  besitzen. Die Prüflinge wurden im Anschluss mit einer fiktiven Kraft von 1000 N belastet und die resultierende Deformation analysiert. Tabelle 6-6 zeigt die Ergebnisse.

Tabelle 6-6: Numerischer Vergleich zwischen Ringsteifigkeit  $S$  und resultierender Deformation (Def.) unterschiedlicher Durchmesser  $D_R$  und Wandstärken  $h_R$  des Werkstoffs C22E

$S = 0,386 \text{ N/mm}^2$			$S = 0,11 \text{ N/mm}^2$
$[D_R \times h_R]$ 40 x 1,09 mm	$[D_R \times h_R]$ 55 x 1,50 mm	$[D_R \times h_R]$ 75 x 2,04 mm	$[D_R \times h_R]$ 55 x 1,00 mm
 <p>Def. = 0,12 mm</p>	 <p>Def. = 0,11 mm</p>	 <p>Def. = 0,10 mm</p>	 <p>Def. = 0,35 mm</p>

Betrachtet man nun die Deformation in Abhängigkeit des Durchmessers, so wird deutlich, dass bei allen drei Prüflingsgeometrien nahezu identische Verformungen berechnet wurden. Vergleicht man den Durchmesser 40 mm mit einer Gesamtdeformation von 0,12 mm mit dem Durchmesser 75 mm mit einer Deformation von 0,10 mm, wird dieser Zusammenhang deutlich. Aufgrund der Durchmesserunterschiede führt die Änderung der Kontaktsituation zwischen Elektrode und Rohr zu geänderten Spannungsverhältnissen, weshalb die geringfügigen Unterschiede hinsichtlich der Gesamtdeformation zustande kommen können. Um die Nutzung der Ringsteifigkeit als Vergleichswert weiter zu prüfen, wurde schließlich in gleicher Art und Weise die Deformation einer Geometrie mit deutlich geringeren Steifigkeitswerten ermittelt. Hierfür wurde ein Rohr mit dem Durchmesser 55 mm und einer Wandstärke von 1,0 mm modelliert. Die errechnete Ringsteifigkeit liegt in diesem Fall gemäß Tabelle 6-5 bei  $0,11 \text{ N/mm}^2$ , also ca. 70 % geringer als die bereits errechnete Ringsteifigkeit von  $0,386 \text{ N/mm}^2$ . Betrachtet man die resultierende Deformation bei einer Kraft von 1,0 kN, so wurde ein deutlich erhöhter Wert von 0,35 mm im Vergleich zur durchschnittlichen Deformation von 0,11 mm festgestellt. Demnach liegt die Schlussfolgerung nahe, dass die Ringsteifigkeit eine valide Kenngröße darstellt, um die Rohrsteifigkeit verfahrens- und werkstoffabhängig zu bewerten.

## **7 Variation von Einflussgrößen zur Ermittlung von Prozessauslegungskriterien**

### **7.1 Einfluss der Anpresskraft auf den einseitigen Widerstandslötprozess**

In den vorangegangenen Untersuchungen wurde bereits deutlich, dass die Anpresskraft einen großen Einfluss auf die Probengeometrie besitzt. Aufgrund des Fehlens einer Gegenelektrode begrenzt die Bauteilsteifigkeit die maximal mögliche Anpresskraft im Prozess. Um eine resultierende Rohrdeformation weitestgehend zu vermeiden, sind Anpresskräfte unterhalb der jeweiligen bauteilabhängigen Übergangskräfte zu wählen ( $F_A < F_U$ ). Betrachtet man weiter den Stand der Technik, so werden die positiven Eigenschaften durch die Variation der Kraft beim SSSW beschrieben. Neben der Erhöhung der Verbindungsfestigkeit durch eine gezielte Kraftvariation [48] wurde festgestellt, dass eine Erhöhung der Kraft zu einer Spritzerreduktion im Prozess führen kann [19]. Um also den Einfluss der Anpresskraft auf die Spritzersensitivität sowie auf die Verbindungsfestigkeit beim einseitigen Widerstandslötprozess weiter zu beleuchten, wurden im Folgenden numerische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Erste Ansatzpunkte wurden bereits in Najuch et al. [122] beschrieben.

#### **7.1.1 Einfluss der Anpresskraft auf numerisch ermittelte Prozessbereiche**

In Abbildung 5–22 wurde bereits aufgezeigt, dass sich mithilfe des Standardsimulationsmodells realitätsnahe Prozessbereichsdiagramme erstellen lassen. Um den Einfluss der Anpresskraft auf die nutzbaren Prozessbereiche festzustellen, wurden in gleicher Art und Weise Prozessbereichsdiagramme für variierende Kräfte numerisch ermittelt. Neben der bereits untersuchten Kraftstufe von 1,8 kN aus Abbildung 5–22 wurden zudem die Anpresskräfte 1,2 kN und 2,4 kN genutzt. In Abbildung 6–2 wurde für die Standardprüflingsgeometrie (55x1,5, 26Mn5) eine Übergangskraft von 2,9 kN ermittelt. Pro Kraftstufe wurden demnach weitere 56 Simulationen mit variierenden Prozesszeiten und Stromstärken durchgeführt. Abbildung 7–1 zeigt die ermittelten i.O.–Prozessbereiche nach den bekannten Kriterien gemäß Abbildung 5–22 (aufschmelzen des Lotes ohne Rohrdeformation bzw. Spritzer) in Abhängigkeit der jeweiligen Kraft. Vergleicht man die ermittelten Bereiche, so wird deutlich, dass die ge-

nutzte Anpresskraft einen sichtbaren Einfluss auf die zu nutzende Stromstärke besitzt. Wird demnach die Anpresskraft erhöht, ist eine Reduktion von Oberflächenspritzern (Aufschmelzen des Bleches) erkennbar. Eine naheliegende Erklärung ist, dass sich durch die Vergrößerung der Anpresskraft die Kontaktfläche zwischen Elektrode und Blech (E-B) erhöht (vgl. Abbildung 4–5), sodass der Kontaktwiderstand sinkt. Eine Reduktion der Stromdichte führt demnach zu einer reduzierten Spritzerneigung. Eine Verschiebung der Prozessbereiche zu höheren Stromstärken bei gleichzeitig höheren Anpresskräften ist die Folge.

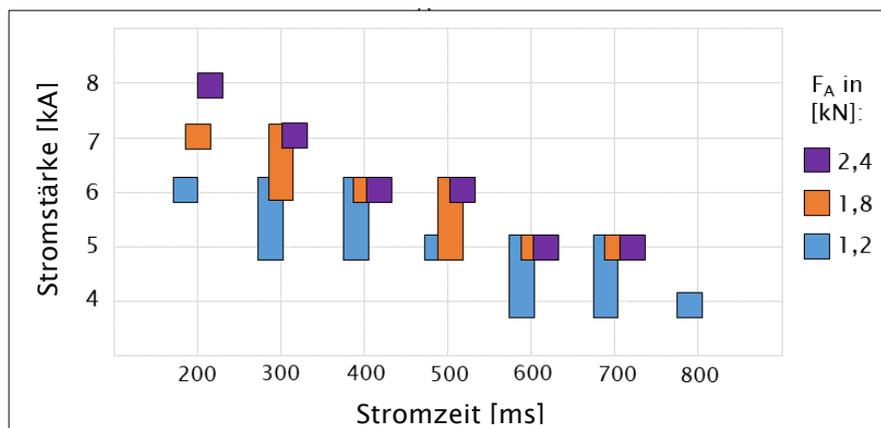


Abbildung 7-1: Vergleich numerisch erstellter i.O.-Prozessbereichsdiagramme mit variablen Anpresskräften  $F_A$  [kN] bei unterschiedlichen Stromzeiten [ms] und Stromstärken [kA]

Ferner wurde erneut festgestellt, dass sich die numerischen Ergebnisse mit Beobachtungen aus experimentellen Versuchen ähneln. Eine frühzeitig eintretende Rohrdeformation konnte trotz erhöhter Kraftstufen nicht ermittelt werden (da,  $F_A < F_{\bar{U}}$ ). Analysiert man den Prozessverlauf bei 2,4 kN genauer, so wird deutlich, dass bereits während der Anpressphase der initiale Lotspalt zwischen Lot und Rohr geschlossen wurde, sodass eine ungewollte direkte Erwärmung ab Beginn der Stromphase stattfand. Diese Ergebnisse wurden ebenso während der Analyse der Kontaktsituation zur Modellvalidierung ermittelt (Abbildung 4–4). Vergleicht man zudem die Größe der Prozessfenster, so zeigt die Anpresskraft von 2,4 kN den kleinsten nutzbaren Bereich. Um also den Prozessvorteil der indirekten Erwärmung zu ermöglichen, sind Anpresskräfte zu wählen, die einen Lotkontakt während der Anpressphase vermeiden. Weiter sollte die Anpresskraft  $F_A$  unterhalb der rohrabhängigen Übergangskraft  $F_{\bar{U}}$  liegen. Da in diesem Fall die Übergangskraft des Rohres ( $F_{\bar{U}} = 2,9$  kN) einen höheren Wert besitzt als die Verformungsschwelle des Bleches ( $F_B = 2,4$  kN), sind für den Standardprüfling im Allgemeinen Anpresskräfte  $F_A < 2,4$  kN zu wählen, um den Prozessvorteil der indirekten Erwärmung zu gewährleisten.

### 7.1.2 Spritzersensitivität

#### Oberflächenspritzer.

Um den Einfluss der Anpresskraft auf die Spritzempfindlichkeit zu ermitteln, wurde die Spritzgrenze in Bezug auf auftretende Oberflächenspritzer unter variierenden Kräften (0,8 kN – 2,0 kN) bestimmt. Die Grenzwertbestimmung wurde in Anlehnung an das Stahl-Eisen-Prüfblatt SEP1220-2 [43] mittels optischer Sichtprüfung durchgeführt. Zu diesem Zweck wurde die Stromstärke bei konstanter Stromzeit (250 ms) und jeweils konstanter Anpresskraft schrittweise um 0,2 kA erhöht, bis zwei aufeinanderfolgende Spritzer (Oberflächenspritzer) auftraten. Betrachtet man die Ergebnisse, so ist erneut ein deutlicher Einfluss der Kraft zu erkennen (Abbildung 7-2, links). Wie auch in den numerischen Untersuchungen wurde festgestellt, dass eine Zunahme der Kraft zu einer Erhöhung der Spritzergrenze führt. Vergleicht man beispielsweise die maximale spritzfreie Stromstärke bei 0,8 kN mit der Stromstärke bei 2,0 kN, so wird der Krafteinfluss deutlich.

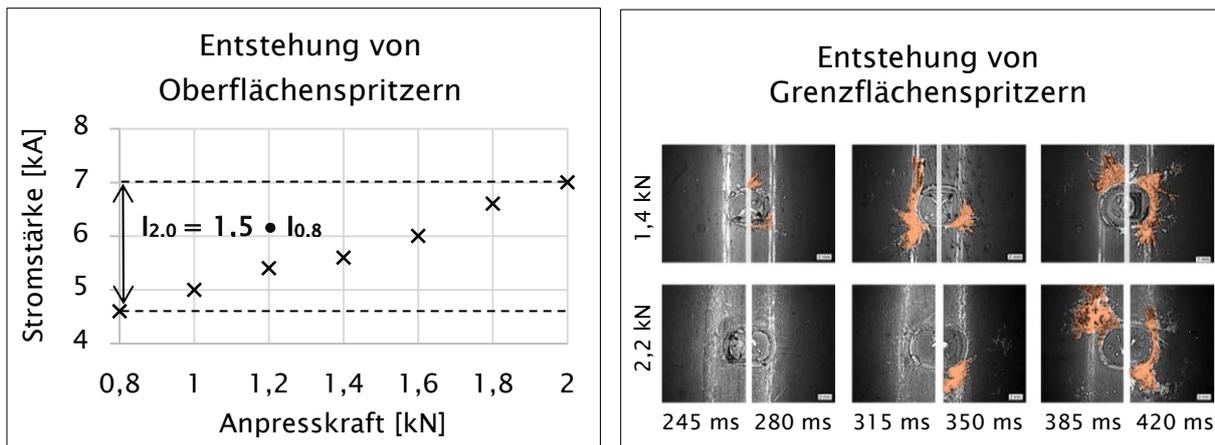


Abbildung 7-2: Spritzergrenze (Oberflächenspritzer) in Abhängigkeit der Anpresskraft und Stromstärke (links); Grenzflächenspritzer in Abhängigkeit der Anpresskraft und Prozesszeit (rechts)

#### Grenzflächen-/Lotspritzer.

In Abbildung 5-14 wurde bereits festgestellt, dass vor allem Lot- bzw. Grenzflächenspritzer einen negativen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzen. Um darüber hinaus den Einfluss der Anpresskraft auf den Entstehungszeitpunkt dieser Spritzerart zu ermitteln, wurden Abbruchversuche mit einem Zeitinkrement von 35 ms bei variierenden Anpresskräften durchgeführt und das jeweilige Bruchbild hinsichtlich Grenzflächenspritzern, nach erfolgreicher Schälprüfung, analysiert (Abbildung 7-2, rechts). Vergleicht man demnach den Spritzerzeitpunkt bei der Kraftstufe 1,4 kN bei 280 ms mit dem Zeitpunkt der

Spritzerbildung bei einer Kraft von 2,2 kN bei 350 ms, so ist ein deutlicher Unterschied erkennbar. Eine Erhöhung der Anpresskraft führt demnach ebenso zu einer Verzögerung des Spritzerzeitpunktes in Bezug auf das Auftreten von Grenzflächenspritzern (Abbildung 7-2, rechts).

Zusammenfassend lässt sich schlussfolgern, dass die Anpresskraft einen deutlichen Einfluss auf die Spritzersensitivität besitzt. Eine Erhöhung der Kraft führt zu einer Erhöhung der Spritzergrenze hinsichtlich entstehender Oberflächenspritzer in Abhängigkeit der Stromstärke. Zum anderen lassen sich Grenzflächenspritzer auch bei erhöhten Prozesszeiten durch eine Erhöhung der Anpresskraft vermeiden. Um also einen deformations- und spritzerfreien Prozess zu gestalten, sollte die gewählte Anpresskraft  $F_A$  etwas unterhalb der jeweiligen Deformationsschwelle (Blech  $F_B$  bzw. Rohr  $F_U$ ) liegen.

### 7.1.3 Verbindungsfestigkeit

Um weiter den Einfluss der Anpresskraft auf die Verbindungsfestigkeit zu bestimmen, wurde im ersten Schritt ein Vergleichsparametersatz ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $t = 400 \text{ ms}$ ) ausgewählt, für welchen in numerischen Untersuchungen unabhängig vom Kraftniveau eine akzeptable und vergleichbare Verbindungsqualität ermittelt wurde (keine Spritzer, keine Rohrverformung). Mit diesem Parametersatz wurden anschließend pro Kraftniveau ( $F_{A,1} = 1,2 \text{ kN}$ ,  $F_{A,2} = 1,8 \text{ kN}$ ,  $F_{A,3} = 2,4 \text{ kN}$ ) sieben Standardprüflinge aufgebaut und anschließend die Verbindungsfestigkeit in einem Scherversuch bestimmt. Folgende Zusammenhänge zwischen Anpresskraft und Verbindungsfestigkeit gelten dabei als wahrscheinlich:

- Aufgrund der Krafterhöhung wird das Lot mit höherem Druck auf die Rohroberfläche gepresst, was sich positiv auf die Verbindungsfestigkeit auswirkt.
- Aufgrund der Krafterhöhung sinkt der Kontaktwiderstand im Prozess, sodass ein geringerer Energieeintrag zu einer reduzierten Verbindungsfestigkeit führt.

Um den tatsächlichen Zusammenhang zwischen Anpresskraft und Verbindungsfestigkeit zu verstehen, wurde die Maximalkraft im Scherversuch zum Zeitpunkt des Versagens ermittelt und miteinander verglichen. Betrachtet man die Ergebnisse (Abbildung 7-3), so ist deutlich zu erkennen, dass die durchschnittlich ermittelte Maximalkraft mit zunehmender Anpresskraft abnimmt. Demnach scheinen eine reine Krafterhöhung und somit die Erhöhung des Lotkontaktdrucks keinen positiven Einfluss auf

die Verbindungsfestigkeit zu besitzen. Die aufgrund erhöhter Anpresskräfte bereits zuvor ermittelte Vergrößerung der Kontaktfläche zwischen Elektrode und Blech (E-B) (Abbildung 4-5) besitzt demnach einen scheinbaren Einfluss auf die Verbindungsqualität. Eine Verringerung des Kontaktwiderstands ist die Folge, was zu einer Abnahme des Energieeintrags führt.

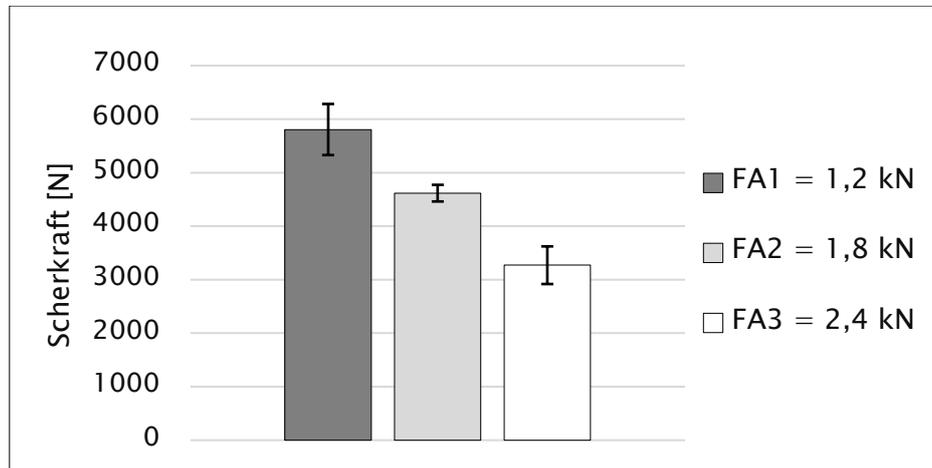


Abbildung 7-3: Einfluss der Anpresskraft auf die Scherkraft

Um den Zusammenhang genauer zu verstehen, wurde im weiteren Verlauf die Prozessenergie  $Q$ , die für die Verbindungsbildung notwendig ist, genauer betrachtet. Zu diesem Zweck wurden Prüfkörper mit konstantem Energieeintrag  $Q$  bei gleichzeitig variierenden Stromstärken, Anpresskräften und Prozesszeiten hergestellt. In Anlehnung an vorherige Versuche wurde eine konstante Energie von  $Q = 5000 \text{ Ws} \pm 3 \%$  gewählt, um eine i.O.-Verbindung mit kohäsivem Bruchbild zu erzeugen. Nachfolgend sind die Ergebnisse zweier Kraftniveaus  $F_{A1} = 1,2 \text{ kN}$  und  $F_{A2} = 1,8 \text{ kN}$  sowie zweier Stromniveaus  $I_1 = 4 \text{ kA}$  und  $I_2 = 6 \text{ kA}$  dargestellt (Abbildung 7-4 a)). Um z.B. einen identischen Energieeintrag  $Q$  bei einer geringeren Anpresskraft  $F_A$  zu erzeugen, muss die Prozesszeit  $t$  verringert werden. Grund hierfür ist die damit verbundene Erhöhung des Kontaktwiderstands durch die Verringerung der Kontaktfläche infolge der Kraftreduktion. Anschließend wurde die Scherkraft  $F_S$  an jeweils drei Probekörpern ermittelt. Es wurde deutlich, dass sich trotz eines identischen Energieeintrags  $Q$ , bei erhöhten Kontaktkräften  $F_A$ , geringere Scherkräfte  $F_S$  ermitteln lassen. Um auch optische Unterschiede zwischen den Prüflingen feststellen zu können, wurden Makroschliffe präpariert. Abbildung 7-4 a) zeigt die Zusammenhänge.

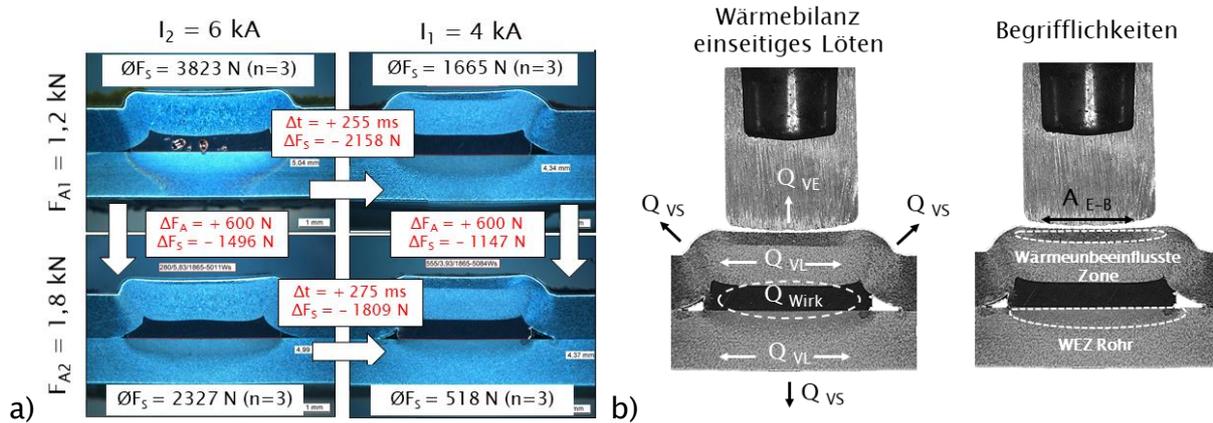


Abbildung 7-4: a) Ermittlung der Scherkraft  $F_S$  bei unterschiedlichen Anpresskräften  $F_A$ , Stromstärken  $I$  und Zeiten  $t$  mit  $Q = \text{const.} = 5000 \text{ Ws}$ ; b) Darstellung der Wärmebilanz beim Löten in Anlehnung an DVS 2915-2 [123] mit  $Q_{VE}$  = Elektrodenverlustenergie,  $Q_{VS}$  = Strahlungsverluste,  $Q_{VL}$  = Leitungsverluste,  $Q_{Wirk}$  = Wirkenergie;  $A_{E-B}$  = Kontakt zwischen Elektrode und Blech

Wurde also die Anpresskraft  $F_A$  erhöht, sank die mittlere Scherkraft  $F_S$  stromstärkenabhängig um  $-1496 \text{ N}$  ( $I_2$ ) bzw.  $-1147 \text{ N}$  ( $I_1$ ). Eine Erhöhung der Prozesszeit  $t$  (durch die Reduktion der Stromstärke  $I$ ) bei gleicher Anpresskraft  $F_A$  führte ebenfalls zu einer Verringerung der Scherkraft  $F_S$ . Betrachtet man die Schweißbilder genauer, wird der Unterschied deutlich. Mit zunehmender Anpresskraft, aber auch mit zunehmender Prozesszeit, verkleinert sich die Wärmebeeinflusste Zone des Rohres, bei einer gleichzeitigen Vergrößerung des wärmeunbeeinflussten Bereiches des Blechbuckels (Abbildung 7-4 a)). Ursache hierfür ist womöglich der durch den Elektrodenkontakt verursachte Wärmeverlust  $Q_{VE}$ . Wie bereits im Rahmen der Kontaktanalyse (Abbildung 4-5) gezeigt, vergrößert sich die Elektrodenkontaktfläche  $A_{E-B}$  um ca. 35 % durch eine Erhöhung der Anpresskraft um 50 %. Steigende Elektrodenkontaktzeiten bzw. Prozesszeiten führen ebenso zu einem Anstieg des Elektrodenwärmeverlustanteils  $Q_{VE}$ . Gemäß des DVS Merkblatts 2915-2 [123] steht somit weniger Wirkwärme  $Q_{Wirk}$  für die Erwärmung des Lotes zur Verfügung. Die Wärmebilanz beim einseitigen Widerstandslöten ist folglich in Abbildung 7-4 b) dargestellt.

Die fehlende Wärmemenge aufgrund der vermuteten Elektrodenverlustanteile lässt sich auch in der numerisch ermittelten Lottemperatur  $T_{Lot}$  erkennen (Abbildung 7-5 a)). Durch eine Erhöhung der Anpresskraft  $F_A$  oder der Prozesszeit  $t$  in Folge einer reduzierten Stromstärke  $I$  (Prozessparameter gemäß Abbildung 7-4) sinkt die maximale Lottemperatur  $T_{Lot}$  deutlich ab. Je niedriger die numerisch berechnete Lottemperatur  $T_{Lot}$ , desto geringer ist die ermittelte Scherkraft  $F_S$ .

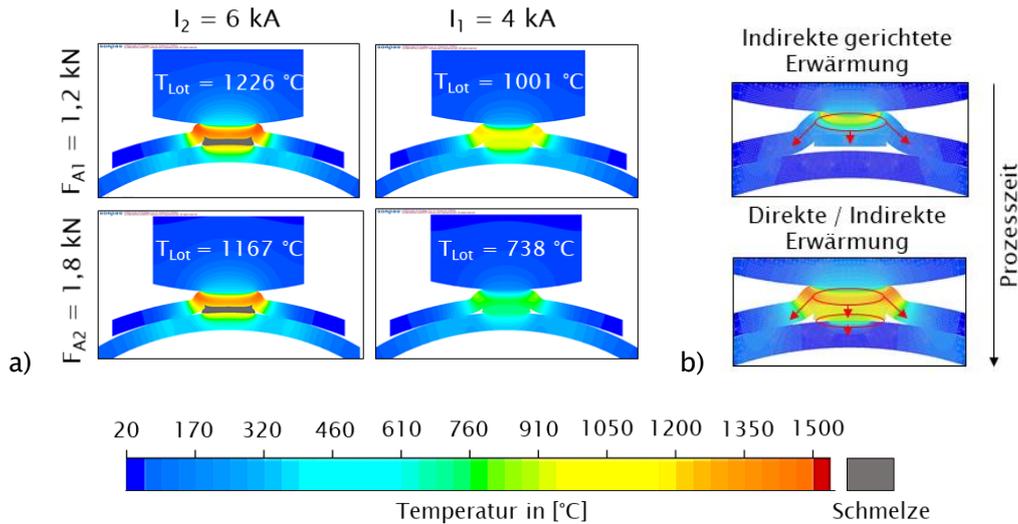


Abbildung 7-5: a) Numerisch ermittelte maximale Lottemperatur  $T_{Lot}$  bei variierenden Parametern  $I =$  Stromstärke,  $F_A =$  Anpresskraft ( $Q = const.$ ); b) Erwärmungsprozess beim Widerstandslöten

Betrachtet man den Prozessablauf beim einseitigen Widerstandslöten, wird der Einfluss der Elektrodenverlustwärme deutlich. Abbildung 7-5 b) zeigt den Erwärmungsprozess mit zunehmender Zeit. Nach der ersten Erwärmung im Bereich des Blechbuckels dehnt sich die Wärmemenge in Richtung Lot und Rohr aus (indirekte gerichtete Erwärmung). Im Bereich des Blechbuckels, wo die initiale Erwärmung stattfindet, kommt es jedoch ebenso zu einem Wärmeverlust durch den Elektrodenkontakt. Je größer die Kontaktfläche zwischen Elektrode und Blech  $A_{E-B}$  (zunehmende Kontaktkräfte) oder je größer die Kontaktzeit (zunehmende Prozesszeiten in Folge reduzierter Stromstärken), desto größer ist der Einfluss der Elektrodenwärmeverluste. Demnach besitzt die Elektrodenverlustenergie  $Q_{VE}$  den größten Anteil an der Gesamtverlustenergie [123].

Schließlich wurden iterativ Parametersätze bei unterschiedlichen Kontaktkräften ( $F_{A1} = 1,2$  kN und  $F_{A2} = 1,8$  kN) und Prozesszeiten (300 ms, 400 ms, 500 ms, 600 ms) gesucht, bei welchen eine mittlere Scherkraft  $F_S$  von  $4500 \text{ N} \pm 200 \text{ N}$  ( $n = 3$ ) nachgewiesen werden konnte. In Abbildung 5-14 wurden ebenso Verbindungsfestigkeiten zwischen 3400 N und 4700 N für i.O.-Verbindungen ermittelt. Bei Erreichen der durchschnittlich erforderlichen Scherkraft wurde der dafür notwendige Gesamtenergieeinsatz dokumentiert und das Ergebnis metallografisch und numerisch analysiert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7-6 dargestellt. Vergleicht man die zugeführte Energie  $Q$  in Abhängigkeit der Anpresskraft  $F_A$ , ist zu erkennen, dass bei höheren Anpresskräften  $F_A$  ein höherer Energieeintrag  $Q$  erforderlich ist, um identische Scherkkräfte  $F_S$  zu erreichen. Auch mit zunehmender Prozesszeit steigt der erforderliche

Energiebedarf. Vergleicht man weiter die numerisch ermittelten Lottemperaturen  $T_{\text{Lot}}$  der jeweiligen Prozessparameter bei Erreichung der zuvor definierten Scherkraft von  $F_S = 4500 \text{ N} \pm 200 \text{ N}$ , so wird deutlich, dass bei allen Kombinationen eine durchschnittliche Lottemperatur von  $T_{\text{Lot}} = 1217 \text{ °C}$ , mit einer geringen Standardabweichung von  $26 \text{ °C}$ , errechnet wurde. Betrachtet man zudem die metallografischen Ergebnisse, so zeigt sich, dass die Ausdehnung der Wärmeeinflusszone im Rohrmaterial bei allen Prüflingen eine hohe Vergleichbarkeit aufweist (Abbildung 7-6). Der Einfluss der Verlustenergie durch die Elektrode  $Q_{\text{VE}}$  wurde demnach erneut deutlich.

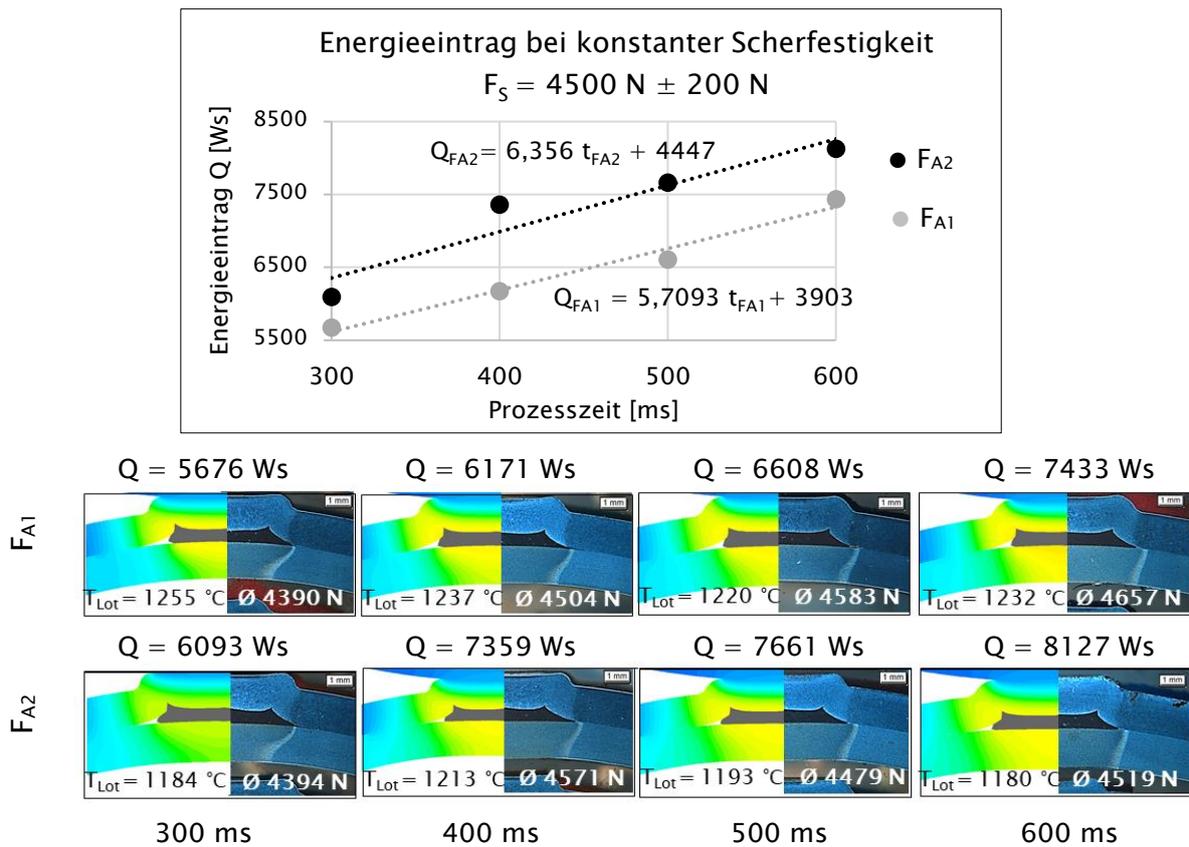


Abbildung 7-6: Ermittlung des notwendigen Energieeintrags bei unterschiedlichen Kräften und Stromzeiten zur Erreichung gleicher Verbindungsfestigkeiten ( $F_S = 4500 \text{ N} \pm 200 \text{ N}$ ) inkl. metallografischer und numerischer Ergebnisse mit  $F_{A1} = 1,2 \text{ kN}$  und  $F_{A2} = 1,8 \text{ kN}$

Unter der Annahme, dass der zum Erreichen einer definierten Fügekraft erforderliche Energieeintrag einem linearen Zusammenhang folgt, können für die jeweiligen Kontaktkräfte spezifische Geradengleichungen definiert werden (Gl. 15), (Gl. 16):

$$Q_{\text{FA1}} = 5,7093 t_{\text{FA1}} + 3903 \quad (\text{Gl. 15})$$

$$Q_{\text{FA2}} = 6,356 t_{\text{FA2}} + 4447 \quad (\text{Gl. 16})$$

$Q_{FA1}$  beschreibt hierbei den notwendigen Energieeintrag bei einem Kraftniveau  $F_{A1} = 1,2$  kN und einer definierten Zeit  $t_{FA1}$ , der notwendig ist, um eine Scherkraft von  $4500 \text{ N} \pm 200 \text{ N}$  zu erreichen. Folglich steigt der notwendige Energieeintrag um etwa 544 Ws ( $4447 \text{ Ws} - 3903 \text{ Ws}$ ), wenn die Anpresskraft von  $F_{A1} = 1,2$  kN auf  $F_{A2} = 1,8$  kN erhöht wird. Weiter zeigt sich, dass die Lottemperatur  $T_{Lot}$  mit der Scherkraft  $F_S$  in einer Wechselbeziehung steht. Betrachtet man also den Zusammenhang zwischen der numerisch berechneten Lottemperatur  $T_{Lot}$  und der experimentell ermittelten Scherkraft  $F_S$  genauer, so wird die Korrelation der beiden Größen sichtbar. Abbildung 7-7 zeigt das Ergebnis der Korrelationsanalyse mit einem Bestimmtheitsmaß von 94 %.

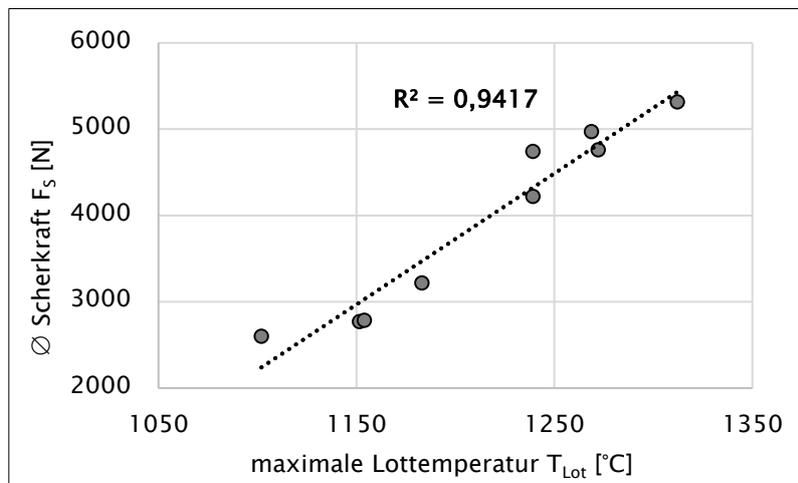


Abbildung 7-7: Korrelation zwischen der experimentell ermittelten Scherkraft  $F_S$  ( $n=3$ ) und der numerisch ermittelten maximalen Lottemperatur  $T_{Lot}$

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die für den Prozess genutzte Anpresskraft  $F_A$  sowohl kleiner als die Übergangskraft  $F_{Ü}$  als auch kleiner als die Blechdeformationschwelle  $F_B$  sein sollte, um einen indirekten und deformationsfreien Fügeprozess zu gewährleisten. Folgender Zusammenhang lässt sich demnach ableiten:  $F_A < F_{Ü} \wedge F_B$ . Weiter lässt sich durch eine Erhöhung der Anpresskraft die Spritzersensitivität beeinflussen. Eine Reduktion von Oberflächen- und Grenzflächenspritzern konnte durch eine Erhöhung der Anpresskraft nachgewiesen werden. Zuletzt wurde deutlich, dass die Elektrodenverlustenergie einen großen Einfluss auf die Verbindungsfestigkeit besitzt. Um also trotz erhöhter Anpresskräfte vergleichbare Verbindungsfestigkeiten zu generieren, ist eine Erhöhung des Energieeintrags notwendig. Ein Zusammenhang zwischen der numerisch ermittelten Lottemperatur und der Verbindungsfestigkeit wurde zudem festgestellt. Somit lassen sich bereits aus dem Simulationsergebnis erste Rückschlüsse auf die Verbindungsgüte ziehen.

## 7.2 Numerisch unterstützte Sensitivitätsanalyse

Um weitere mögliche Einflussfaktoren auf den einseitigen Widerstandslötprozess zu identifizieren, ist die Durchführung einer numerisch unterstützten Sensitivitätsanalyse sinnvoll. Mithilfe des Simulationsmodells lassen sich zuvor definierte Einflussgrößen gezielt variieren. Somit ist eine Vorauswahl von kritischen Prozessgrößen ohne experimentellen Versuchsaufwand möglich. Neben der Bauteilgeometrie soll der Fokus auf die Elektrodengeometrie gelegt werden. Hierfür wurde als Grundlage jeweils das Standardmodell aus Abbildung 4-1 genutzt und gezielt angepasst.

### 7.2.1 Blechgeometrie

**Blechradius.** Um den Einfluss des Blechradius ausfindig zu machen, wurde ein gerades Blech (Linienkontakt) sowie ein Blech mit deutlich zu kleinem Radius mit der Geometrie des Standardsimulationsmodells (Flächenkontakt) verglichen. Die genutzten Modelle sowie die resultierenden Ergebnisse sind in Abbildung 7-8 dargestellt. Um eine gute Vergleichbarkeit zwischen den einzelnen Ergebnissen zu erreichen, wurden jeweils die gleichen Prozessparameter ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ ) gewählt.

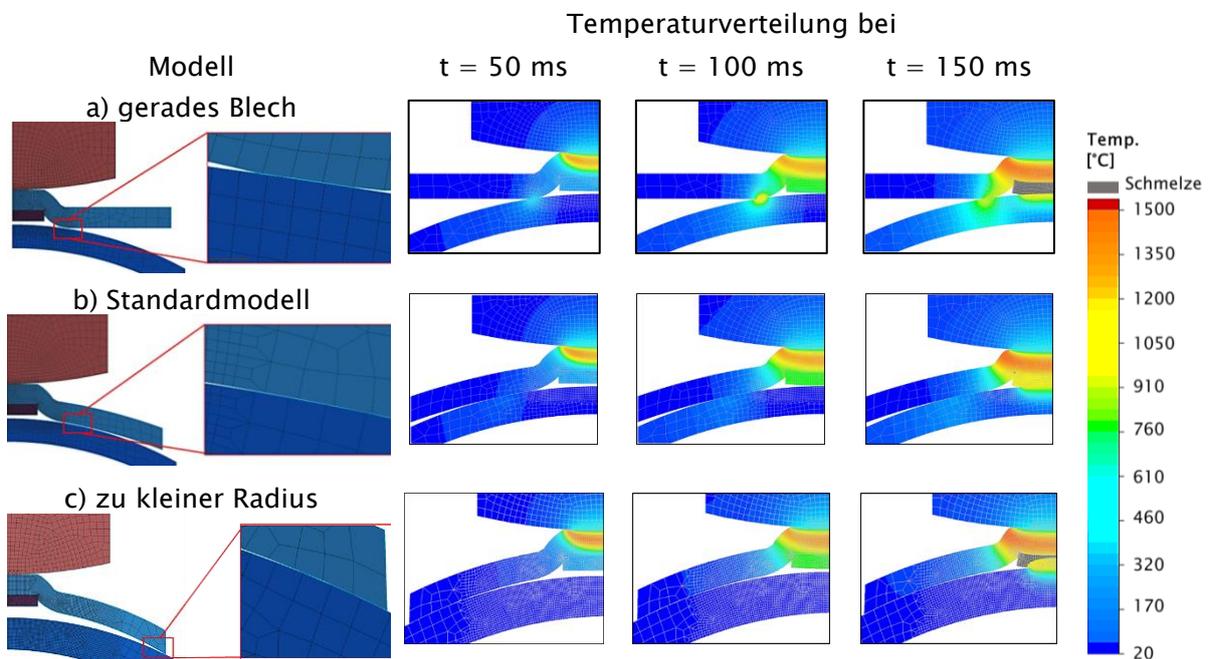


Abbildung 7-8: Einfluss verschiedener Blechradien auf die resultierende Temperaturverteilung ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

Vergleicht man die numerisch ermittelten Temperaturen zu bestimmten Stromzeiten, so ist aufgrund der geänderten Blechgeometrie ein deutlicher Unterschied im Prozessverlauf erkennbar. Durch die kleinere, nahezu linienförmige Kontaktfläche zwischen Rohr und Blech, vor allem zu Prozessbeginn ( $t < 150$  ms), kommt es beim geraden Blech, durch die entstehende Drucksituation, in Folge der Anpresskraft, zu einem definierten Nebenschluss. Ein deutlicher Temperaturanstieg im Rohr ist die Folge. Dieser Erwärmungsprozess führt bei längeren Prozesszeiten zum Aufschmelzen der Werkstoffe und somit zur Bildung einer Nebenschlusserschweißung. Im Gegensatz dazu ist eine geringere Erwärmung des Rohres beim Standardmodell erkennbar. Durch die Erhöhung der Kontaktfläche bei gleicher Anpresskraft kommt es zu einer geringeren Nebenschlusserwärmung beider Fügepartner. Ist das Blech hingegen zu klein, so wird im Anfangsstadium des Prozesses der Kontakt zwischen Blech und Rohr an den Außenkanten des Bleches realisiert. Bei geringen Stromzeiten ist ein verbleibender Spalt zwischen den beiden Fügepartnern zu erkennen. Die Haupterwärmung findet somit im Blech statt. Aufgrund der hohen Blechdeformation während des Prozesses steht die resultierende Verbindung jedoch vermutlich unter erhöhten Spannungen.

Betrachtet man weiter den Temperaturverlauf des Rohres während des Prozesses, so wird der Unterschied zwischen den Blechradien erneut deutlich. Bei einem zu großen Radius (in diesem Fall: gerades Blech, Linienkontakt) erhöht sich die Temperaturbeanspruchung des Rohres bereits kurz nach der Anpressphase, aufgrund des starken Nebenschlusses ( $t = 100$  ms). Im Gegensatz dazu kommt es bei einem zu kleinen Blech sowie beim Standardmodell zu einem anfänglich indirekten Erwärmungsprozess. Erst wenn der Lotspalt zwischen Lot und Rohr überwunden wurde, steigt in beiden Fällen die Rohrtemperatur deutlich an. Vergleicht man weiter die Maximaltemperaturen, wird deutlich, dass das Rohr beim geraden Blech einer um ca.  $260$  °C höheren Temperatur ausgesetzt ist als bei den anderen beiden Varianten. Somit erscheint eine möglichst genaue Blech- und Rohrgeometrie und damit ein möglichst flächenförmiger Kontakt zwischen den Fügepartnern vorteilhaft, um den Rohrwerkstoff thermisch minimal zu belasten. Bei geringen Blechdicken lassen sich ebenso zu kleine Blechradien fügen, ohne dass sich eine deutliche Erhöhung der Rohrtemperatur feststellen lässt. Um jedoch eine spaltfreie und vor allem spannungsarme Verbindung zu realisieren, sollte ein zu großer Radienunterschied vermieden werden.

**Blechdicke.** Im weiteren Verlauf wurde die Blechdicke in einem Bereich zwischen 0,5 mm und 3,0 mm, bei sonst konstanten Geometriedaten, variiert. Insgesamt wurden sechs Paarungen simuliert. Eine konstante Prozessparametrisierung ermöglicht auch hier eine genaue Vergleichbarkeit zwischen den Ergebnissen. Tabelle 7-1 zeigt die genutzten Modelle sowie die Ergebnisse charakteristischer Prozesszeitpunkte. Im ersten Schritt wurde der Zeitpunkt  $t_{\text{Kont}}$  ermittelt.  $t_{\text{Kont}}$  beschreibt den initialen Kontaktzeitpunkt zwischen Lot und Rohr im Prozessverlauf. Bei einer Blechdicke von 0,5 mm wurde bereits während der Vorhaltezeit (=VHZ) das Blech rein mechanisch so weit deformiert, dass ein Kontakt nach nur wenigen Millisekunden hergestellt wurde. Bei steigender Blechdicke zeigte sich eine Erhöhung des Kontaktzeitpunktes. Im Blechdickenbereich zwischen 1,0 mm und 2,0 mm konnte demnach ein Schließen des Lotspaltes bei einer Stromzeit von 115 ms – 180 ms festgestellt werden. Bei einer Blechdicke von 2,5 mm ist erst nach 340 ms ein Kontakt erkennbar. Im Falle des 3,0 mm dicken Bleches konnte auch nach Prozessende kein Kontakt ermittelt werden.

Tabelle 7-1: Überblick über Blechdicke, Kontaktzeitpunkt Lot-Rohr  $t_{\text{Kont}}$ , Zeitpunkt beim Erreichen der Liquidustemperatur des Lotes  $t_{\text{Liq,Lot}}$  und des Bleches  $t_{\text{Liq,Blech}}$ ; ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

Blechdicke	0,5 mm	1,0 mm	1,5 mm	2,0 mm	2,5 mm	3,0 mm
$t_{\text{Kont}}$	VHZ	115 ms	130 ms	180 ms	340 ms	/
$t_{\text{Liq,Lot}}$	155 ms	170 ms	220 ms	355 ms	/	/
$t_{\text{Liq,Blech}}$	230 ms	/	250 ms	35 ms	50 ms	50 ms

Weiter wurde die Zeit ermittelt, in welcher das Lot aufgeschmolzen wird ( $t_{\text{Liq,Lot}}$ ) sowie der Zeitpunkt, bei welchem das Blech partiell die Liquidustemperatur erreicht ( $t_{\text{Liq,Blech}}$ ). Um Oberflächenspritzer zu vermeiden, ist das Aufschmelzen des Blechwerkstoffs nicht gewünscht. Bei einer Blechdicke von 0,5 mm wechselt das Lot bei einer Stromzeit von 155 ms ( $t_{\text{Liq,Lot}}$ ) in einen flüssigen Zustand. Ab 230 ms ( $t_{\text{Liq,Blech}}$ ) beginnt der Blechwerkstoff zu schmelzen. Der optimale Prozessbereich liegt somit bei dieser Blechdickenvariante zwischen 155 ms und 230 ms. Weiter ist zu erkennen, dass die Blechdicke einen deutlichen Einfluss auf die Stromzeit besitzt, bei welcher eine optimale Verbindung ohne Spritzer generiert werden kann. Ab einer Blechdicke von 2,0 mm konnte keine Verbindung realisiert werden, ohne die Liquidustemperatur des Bleches zu erreichen. Ein Aufschmelzen des Bleches wurde hier bereits ab 35 ms festgestellt. Ab 2,5 mm wurde die Schmelztemperatur des Lotwerkstoffs nicht mehr erreicht. Eine

Verbindungsbildung mit den gewählten Prozessparametern ist somit theoretisch ab einer Blechdicke von 2,5 mm nicht mehr möglich. Eine zu große Blechdicke beeinträchtigt demnach den Verformungsmechanismus, sodass das Lot unter den beschriebenen Randbedingungen nicht mehr in Kontakt zum Rohr gelangt. Zudem erhöht sich der Wärmeverlustanteil durch das höhere Materialvolumen. Des Weiteren führt eine zu geringe Blechdicke zum vorzeitigen Kontakt zwischen Lot und Rohr. Betrachtet man abschließend die numerisch ermittelte Blechdeformationsschwelle  $F_B$ , also den Zeitpunkt, bei dem das Blech ohne thermischen Einfluss so weit umgeformt wird, dass der initiale Lotspalt zwischen Lot und Rohr geschlossen wurde, so zeigt sich ebenso der Steifigkeitseinfluss des Bleches in Abhängigkeit der Anpresskraft. Hierzu wurde die Anpresskraft im Bereich zwischen 0,6 kN und 3,0 kN in 0,6 kN-Schritten numerisch erhöht. Es wurde festgestellt, dass bei einer Blechdicke von 0,5 mm bereits ab einer Anpresskraft von 1,2 kN der initiale Kontakt zwischen Lot und Rohr während der Anpressphase hergestellt werden konnte. Bei den Blechdicken 1,0 mm und 1,5 mm stieg die notwendige Anpresskraft auf 2,4 kN. Wurde die Blechdicke weiter erhöht (2,0 mm und 2,5 mm), so konnte auch bei einer Anpresskraft von 3,0 kN kein Kontakt zwischen Lot und Rohr während der Anpressphase festgestellt werden. Demnach ist die Anpresskraft  $F_A$  so zu wählen, dass die Blechdeformationsschwelle  $F_B$  nicht überschritten wird. Jedoch sollten ausreichend hohe Kräfte genutzt werden, um einen Kontakt zwischen Lot und Rohr im Prozess zu realisieren.

### 7.2.2 Lotgeometrie

Wie bereits im Standardmodell dargestellt, wurde zwischen dem Lot und dem Rohr ein Lotspalt von  $s = 0,3$  mm berücksichtigt. Um den Einfluss dieser geometrischen Besonderheit zu klären, wurde der Lotspalt im ersten Schritt eliminiert und das Ergebnis mit dem Standardmodell verglichen. Die genutzten Modelle sowie der jeweils resultierende Prozessverlauf sind in Abbildung 7–9 dargestellt. Vergleicht man das resultierende Temperaturfeld, wird der Unterschied bereits bei einer Stromzeit von 20 ms deutlich. Bei der Variante  $s = 0$  mm wird der Stromfluss direkt über das Lot gewährleistet, was zu einer erhöhten Erwärmung des Rohres führt. Ist jedoch ein Lotspalt vorhanden, kommt das Lot erst ab einer Stromzeit von ca. 125 ms in Kontakt mit dem Rohr. In dieser Prozessphase besitzt das Lot bereits eine Temperatur von ca. 922 °C. Erst ab diesem Zeitpunkt wird ein Stromübergang über den Lotwerkstoff realisiert, sodass in Folge eine direkte Loterwärmung stattfindet. Betrachtet man das Temperaturfeld des Rohres bei einer Stromzeit von 125 ms, wird deutlich, dass bei

der Variante  $s = 0 \text{ mm}$  der Rohrwerkstoff deutlich höheren Temperaturen ausgesetzt wurde als bei der Variante  $s = 0,3 \text{ mm}$ . Da eine möglichst minimale Rohrbelastung gefordert wird, zeigt der Lotspalt  $s$  zwischen Lot und Rohr einen vorteilhaften Einfluss auf den Prozessverlauf zur Verbindungsbildung.

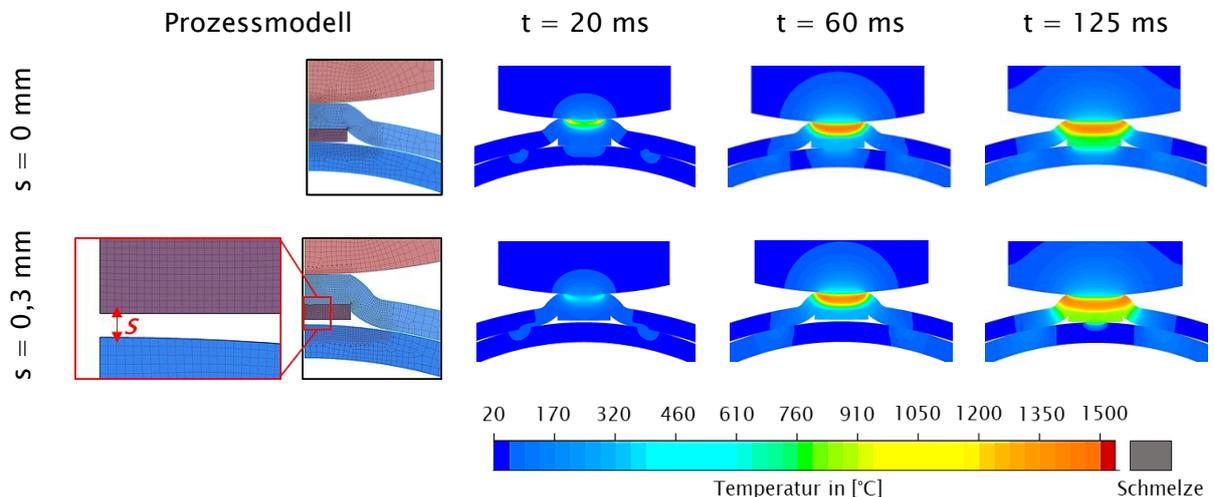
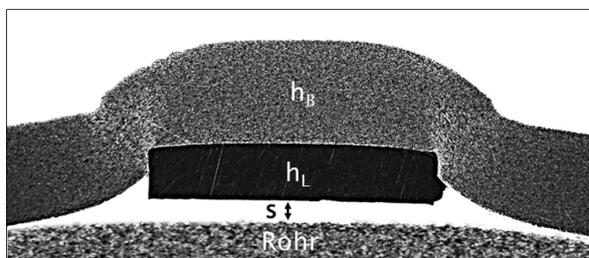


Abbildung 7-9: Einfluss des Lotspaltes  $s$  auf die numerisch ermittelte Prozesstemperatur ( $s = 0 \text{ mm}$ ;  $s = 0,3 \text{ mm}$ ); ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

Nachdem der positive Einfluss des Spaltes aufgezeigt wurde, soll im weiteren Verlauf auch die optimale Lotspaltgröße ausfindig gemacht werden. Demnach wurden vier Lotspaltgrößen zwischen  $0,2 \text{ mm}$  und  $0,5 \text{ mm}$  in  $0,1 \text{ mm}$  Abstufungen zur genaueren Analyse ausgewählt. Da das Lot mechanisch in das genutzte Blech eingebracht wird, ist der Blechumformgrad  $\phi$  ebenso von Bedeutung. Dieser wurde im speziellen Anwendungsfall in Abhängigkeit der Blechdicke  $h_B = 1,5 \text{ mm}$ , der Lotdicke  $h_L = 0,8 \text{ mm}$  und des Spaltes  $s$  gemäß (Gl. 17) berechnet. Betrachtet man den zuvor definierten Versuchsraum zwischen  $0,2 \text{ mm}$  und  $0,5 \text{ mm}$ , so lässt sich spaltabhängig ein Umformgrad zwischen  $67 \%$  und  $87 \%$  ermitteln (Abbildung 7-10).



$$\phi = \frac{s+h_L}{h_B} \cdot 100 \quad (\text{Gl. 17})$$

- $s = 0,2 \rightarrow \phi = 67 \%$
- $s = 0,3 \rightarrow \phi = 73 \%$
- $s = 0,4 \rightarrow \phi = 80 \%$
- $s = 0,5 \rightarrow \phi = 87 \%$

Abbildung 7-10: Größen zur Berechnung des Umformgrads  $\phi$  in Abhängigkeit des Lotspaltes  $s$

Um den Einfluss der Lotspaltgröße auf den Prozessverlauf herauszufinden, wurden experimentelle sowie numerische Versuche mit variierendem Lotspalt durchgeführt

und die Ergebnisse untereinander verglichen (Abbildung 7–11). Betrachtet man im ersten Schritt lediglich die Ergebnisse der metallografischen Analyse nach Prozessende, so lassen sich optisch keine signifikanten Unterschiede erkennen. Die Wärmeinflusszone des Rohres zeigt spaltunabhängig vergleichbare Ausprägungen. Es lässt sich lediglich vermuten, dass die Rissintensität im Blechbuckelbereich durch den höheren Umformgrad steigt. Bei der Analyse der numerischen Ergebnisse konnte ebenso ein untereinander vergleichbares Temperaturfeld festgestellt werden. Tendenziell wurde jedoch eine Erhöhung der jeweiligen Maximaltemperatur (Blech, Lot und Rohr) bei steigender Lotspaltgröße ermittelt. Vergleicht man zudem die Verbindungsfestigkeiten, wird deutlich, dass eine Verdopplung der Lotspaltgröße (von 0,2 mm auf 0,4 mm) keinen signifikanten Festigkeitseinfluss besitzt.

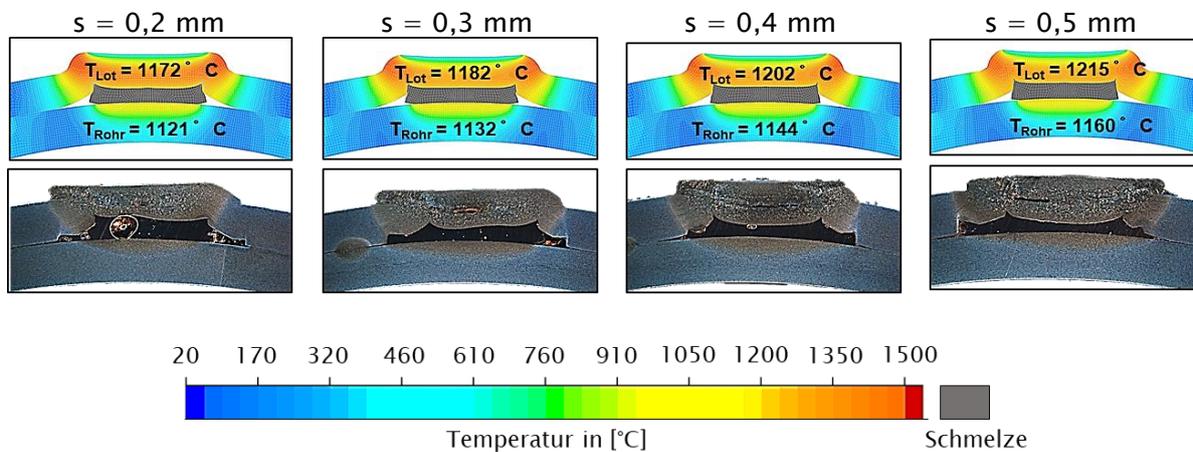


Abbildung 7–11: Ergebnisse experimenteller und numerischer Untersuchungen mit variierender Lotspaltgröße  $s$

Betrachtet man jedoch nicht nur die Temperaturverteilung bzw. den Wärmeeinfluss nach Prozessende, sondern auch den numerisch ermittelten Zeitpunkt, zu welchem das Lot in Kontakt mit dem Rohrwerkstoff gelangt, so wird der theoretische Unterschied zwischen den einzelnen Lotspaltgrößen deutlich (Abbildung 7–12, rechts). Je größer der Lotspalt, desto später kommt das Lot in Kontakt mit dem Rohr. Dies führt zu einer höheren Lottemperatur beim Kontaktzeitpunkt sowie zu einer längeren indirekten Erwärmungsphase. Ab einem Lotspalt  $\geq 0,2$  mm ist nur noch eine geringfügige Erhöhung des Kontaktzeitpunktes (225 ms bei 0,2 mm bis 245 ms bei 0,5 mm) erkennbar. Ab einer Spaltgröße von 0,4 mm übersteigt die Lottemperatur die Schmelztemperatur ( $T_{\text{Liq,Lot}} = 1085$  °C), bevor ein Kontakt zwischen Lot und Rohr realisiert wurde. Bei weiterer Betrachtung der maximalen Rohrtemperatur über den Prozessverlauf wird der Einfluss erneut deutlich (Abbildung 7–12, links). Sobald der Kontakt zwischen Lot und Rohr erreicht wurde, kommt es zu einem schlagartigen Anstieg

der Rohrtemperatur. Je eher dieser Kontakt realisiert wird, desto höher ist demnach der Wärmeeintrag ins Rohr. Dennoch ist auch hier erkennbar, dass die Spaltvarianten 0,2 mm – 0,5 mm vergleichbare Ergebnisse zeigen. Letztendlich lässt sich schlussfolgern, dass sich das generelle Vorhandensein eines Lotspaltes positiv auf den Prozess auswirkt. Betrachtet man die Größe des Spaltes, zeigt sich, dass sich die Ergebnisse ab einer Spaltgröße von 0,2 mm untereinander ähneln. Aus den rein theoretischen Betrachtungen lässt sich ableiten, dass für den zugrundeliegenden Anwendungsfall ein Lotspalt von 0,3 mm als optimal anzusehen ist. In diesem Fall kommt das Lot erst nach 230 ms in Kontakt mit dem Rohr, jedoch mit einer nahezu optimalen Temperatur von 1058 °C, also nahe der Schmelztemperatur des Kupferlotes (~ 1080 °C). Eine Vergrößerung des Spaltes führt somit lediglich zu einer Erhöhung des Umformgrads. Ziel ist es also, den Lotspalt so auszulegen, dass das Lot durch den indirekten Erwärmungsmechanismus bis knapp unterhalb der Schmelztemperatur vorgewärmt wird, ohne dabei das Rohr thermisch zu belasten. Dennoch ist es weiterhin wichtig, die genutzten Prozessparameter auf den gewählten Lotspalt abzustimmen. Bei einer Anpresskraft von  $\geq 2,4$  kN kommt es, bei einer Spaltgröße von 0,3 mm, wie bereits in vorangegangenen Untersuchungen gezeigt, bereits in der Anpressphase zum Kontakt zwischen Lot und Rohr. Ist dies der Fall, ist der Lotspalt zu vergrößern bzw. die Kraft zu reduzieren. Mithilfe des zugrundeliegenden Simulationsmodells lassen sich somit optimale Parameter bzw. Lotspaltgrößen vorab bestimmen, um den experimentellen Aufwand möglichst gering zu halten.

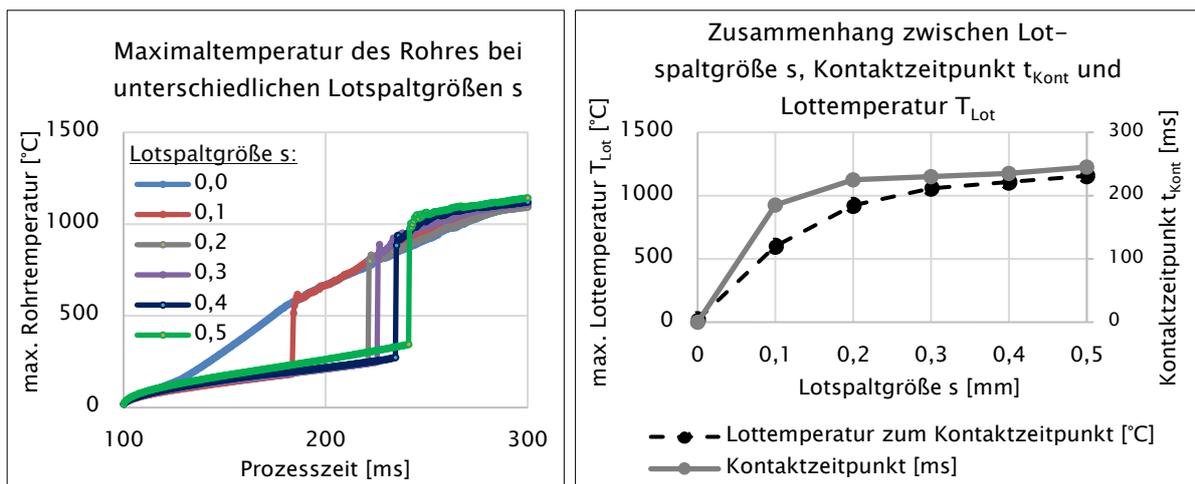
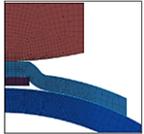
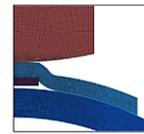
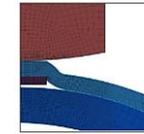
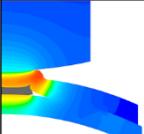
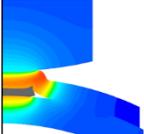
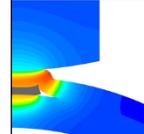
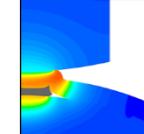
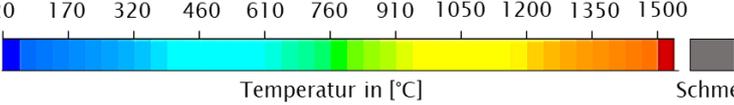


Abbildung 7-12: Darstellung der Rohrtemperatur über die Prozesszeit in Abhängigkeit der Lotspaltgröße s (links); Zusammenhang zwischen der Lotspaltgröße s, dem Kontaktzeitpunkt (Lot-Rohr)  $t_{\text{Kont}}$  und der dazugehörigen Lottemperatur  $T_{\text{Lot}}$  zum Kontaktzeitpunkt (rechts)

### 7.2.3 Rohrwandstärken

Neben dem bereits durchgeführten Prozessvergleich im dünnwandigen Bereich (siehe Punkt 6), soll ebenso der Einfluss dickwandiger Rohre numerisch analysiert werden. Dazu wurde die jeweilige Rohrwandstärke zwischen 1,5 mm und 3,0 mm gezielt variiert und deren Einfluss bei sonst konstanten Parametern ermittelt. Die restlichen Geometriedaten wurden gemäß dem Standardsimulationsmodell konstant gehalten. Betrachtet man die Ergebnisse der thermischen Simulation nach Prozessende, so ist kein Unterschied zwischen den einzelnen Rohrwandungen erkennbar (Tabelle 7-2). Ein weiterer Vergleich der jeweiligen Verformungen ist mithilfe des berechneten Elektrodenwegs durchführbar. Die dazugehörigen Ergebnisse sind ebenfalls in Tabelle 7-2 dargestellt. Auch hier zeigen alle Modelle ( $h_R = 1,5 \text{ mm} - 3,0 \text{ mm}$ ) vergleichbare Werte. Lediglich die Rohrwandstärke  $h_R = 1,5 \text{ mm}$  zeigt eine geringfügig höhere Deformation. Eine Erhöhung der Wandstärke im Vergleich zum Standardmodell kann demnach als unkritisch betrachtet werden. Wird jedoch die Rohrwandstärke reduziert ( $h_R < 1,5 \text{ mm}$ ), so unterliegt der Prozess einer sensiblen Prozessauslegung hinsichtlich der zu wählenden Anpresskraft (siehe Punkt 6).

Tabelle 7-2: Numerischer Vergleich unterschiedlicher Rohrwandstärken  $\geq 1,5 \text{ mm}$   
 ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

	$h_R = 1,5 \text{ mm}$	$h_R = 2,0 \text{ mm}$	$h_R = 2,5 \text{ mm}$	$h_R = 3,0 \text{ mm}$
<b>Modell</b>				
<b>T in [°C] bei 300 ms</b>				
	 <p style="text-align: center;">Temperatur in [°C] <span style="float: right;">Schmelze</span></p>			
<b>Einsinkweg</b>	0,49 mm	0,43 mm	0,43 mm	0,43 mm

### 7.2.4 Elektrodengeometrie

**Numerisch–theoretische Vorbetrachtung.** Um weiter den Einfluss der Elektrodenform auf den einseitigen Widerstandslötprozess zu untersuchen, wurden im ersten Schritt drei gängige Elektrodenformen gemäß DIN EN ISO 5821 [104] theoretisch analysiert. Für das Standardversuchssetting wurde eine Elektrode der Form A0–13–18–30 gewählt. Dem gegenübergestellt wurde eine kegliche Elektrodenkappe der Form B0–13–18–30–5–30 sowie eine flache Kappe der Form C0–13–18. Der Elektrodendurchmesser aller drei Kappenformen wurde auf  $D_E = 13$  mm mit einer Länge  $l_1$  von 18 mm festgelegt. Tabelle 7–3 zeigt die gewählten Formen mit dem durchgeführten theoretischen Vergleich.

Tabelle 7–3: Numerisch–theoretischer Vergleich gängiger Elektrodenformen

Form gemäß [104]	A0–13–18–30	B0–13–18–30–5–30	C0–13–18
Skizze in Anlehnung an [104]			
Kontaktsituation			
Positionierung			
Temperatur bei $t = 200$ ms			
<p>20 170 320 460 610 760 910 1050 1200 1350 1500</p> <p>Temperatur in [°C] Schmelze</p>			

Betrachtet man die Kontaktsituation zwischen Elektrode und Blechbuckel wird ein erster Unterschied deutlich. Durch den Kappenradius der Form A0 kommt es zu einem initialen punktförmigen Kontakt zwischen Elektrode und Blech. Da der Spitzendurchmesser  $D_{E,S}$  der keglichen Form größer ist als die Kontaktlänge des Blechbuckels, ist bei den Formen B0 und C0 ein flächenförmiger Kontakt erkennbar. Betrachtet man ebenso die Positionierung, lassen sich weitere Unterschiede erkennen. Kommt es demnach zu einer Achsenverschiebung in x–Richtung, also ist die Elektrodenachse

nicht mehr gleich der Bauteilachse, zeigt sich der Vorteil der flachen Elektrodenform. Trotz eines möglichen Positionierfehlers bleibt die Kontaktsituation identisch. Abschließend wurde der Fügeprozess numerisch untersucht. Auch hier wurde festgestellt, dass sich die Prozessverläufe der Kappenformen B0 und C0 stark ähneln. Im Vergleich zur balligen Kappe (A0) kommt es durch den flächenförmigen Kontakt der beiden anderen Kappenformen (B0, C0) zu einem unterschiedlichen Erwärmungsprozess. Das Fügeresultat nach Ablauf der Prozesszeit ist hingegen bei allen drei Kappenformen nahezu identisch. Aufgrund der genannten Vorteile und der Ähnlichkeit hinsichtlich Kontaktsituation und Erwärmungsmechanismus zwischen B0 und C0, wurde im weiteren Verlauf ein detaillierter Vergleich zwischen der balligen Kappe A0 und der flachen Kappe C0 durchgeführt.

**Numerische Kontaktanalyse.** Um die Unterschiede bezüglich der Kontaktsituation sowie der daraus resultierenden Spannungsverteilung festzustellen, wurden, mithilfe der Simulationssoftware ANSYS, die gewählten Kappenformen weiter analysiert. Da die bis dato genutzte Software (SORPAS 2D) lediglich in 2D arbeitet, wurde mittels ANSYS für die jeweilige Elektrodenform ein vernetztes 3D-Modell aufgebaut. Um die Spannungszustände im Material zu analysieren, wurde eine steigende Kraft (400 N, 800 N, 1200 N) über die Arbeitselektrode eingeleitet. Zudem wurde die resultierende Spannung im Elektroden-Blech-Kontaktbereich bei einer maximalen Kraft von 1200 N analysiert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7-13 dargestellt. Betrachtet man demnach die Spannungsverteilung in Abbildung 7-13 a) wird der Unterschied zwischen den Kappenformen deutlich. Bei der balligen Elektrodenkappe (A0) führt die Anpresskraft zur Ausbildung eines Spannungsfeldes im Blech axial unterhalb der Elektrode. Das resultierende Spannungsmaximum wächst bei steigenden Kräften weiter an und breitet sich multidirektional im Blech aus. Vergleicht man die ermittelten Spannungen bei der flachen Elektrode (C0) mit den bereits beschriebenen Ergebnissen, wird deutlich, dass sich hier das initiale Spannungsmaximum im Buckelrandbereich befindet. Höhere Kräfte führen auch hier zu einer Ausbreitung und Erhöhung des Spannungsfeldes.

Dieser Unterschied wird ebenso in der numerisch ermittelten Spannung auf der Blechbuckeloberfläche deutlich. Hier kommt es bei der balligen Kappe zu einer homogenen Spannungserhöhung im Zentrum des Blechbuckels. Aufgrund des Kappenradius lässt

sich demnach in Folge der Kraftbeaufschlagung ein Maximum von 908 MPa bestimmen. Im Vergleich dazu lassen sich bei der flachen Elektrode Maximalspannungen von 1138 MPa ermitteln. Zudem unterscheidet sich die jeweils ermittelte Spannungsverteilung in Abhängigkeit der Elektrodenform ebenso deutlich. Bereiche mit erhöhten Spannungen bilden sich bei der flachen Elektrode entlang der Rohrachse aus (Abbildung 7-13 b)). Das Spannungsmaximum kann jeweils an den Randbereichen des Blechbuckels ermittelt werden. Betrachtet man also die numerisch ermittelten Ergebnisse, lässt sich schlussfolgern, dass aufgrund der lokal definierten homogenen Spannungserhöhung der balligen Elektrode ein definierterer Stromübergang ermöglicht wird.

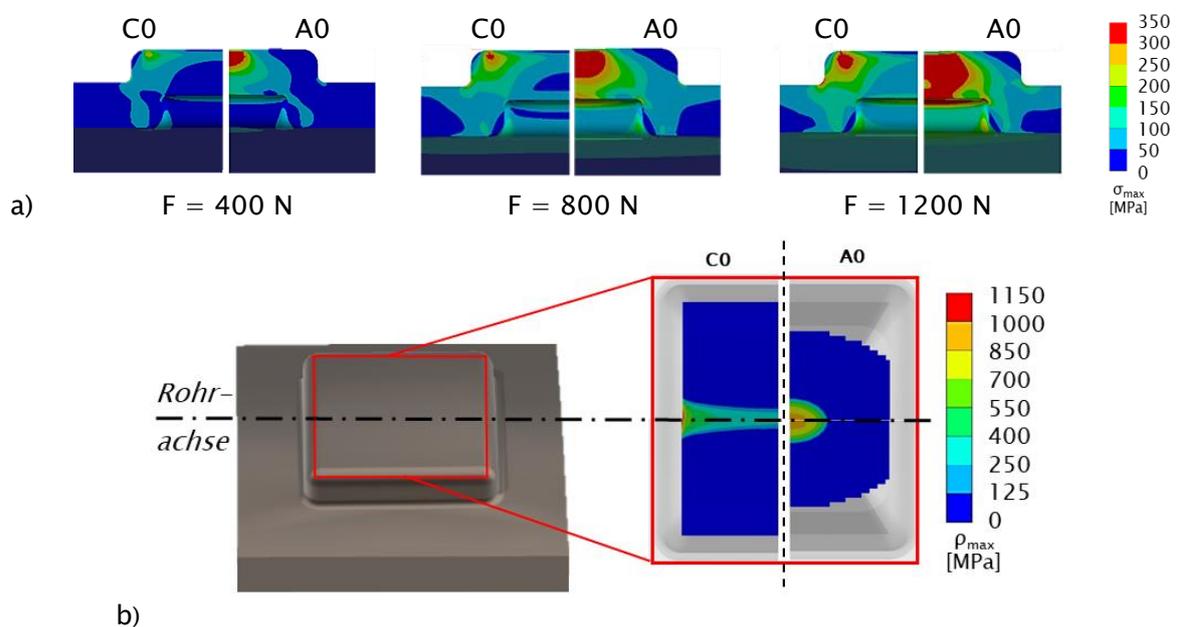


Abbildung 7-13: Einfluss der Elektrodenform auf die Spannungsverteilung als Schnittdarstellung (a) und auf der Buckeloberfläche (b)

**Experimentelle Kontaktanalyse.** Um den Einfluss der numerisch ermittelten Zusammenhänge weiter zu untersuchen, wurde in Anlehnung an Abbildung 4-4 die Kontaktsituation während der Anpressphase bei unterschiedlichen Kraftstufen mittels einer drucksensitiven Folie ermittelt (Abbildung 7-14). Neben den Elektrodenformen A0 und C0 wurde die kegelige Kappenform B0 in die Analyse einbezogen. Es wurde deutlich, dass die Elektrodengeometrie keinen deutlichen Einfluss auf die entstehenden Kontaktflächen besitzt. Sowohl der Kontaktdurchmesser E-B, also zwischen Elektrode und Blech, als auch der Kontaktdurchmesser L-R (Lot-Rohr) zeigen ver-

gleichbare Ergebnisse. Demnach ließ sich bei allen drei Geometrien ein Kontakt zwischen Lot und Rohr bei einer Anpresskraft von 2,4 kN feststellen. Eine Unterscheidung hinsichtlich der druckreichen und druckarmen Bereiche konnte mit dieser Analyse jedoch nicht ermittelt werden. Die flache Kappenform C0 weist jedoch tendenziell geringere Kontaktdurchmesser zwischen Lot und Rohr (L-R) auf.

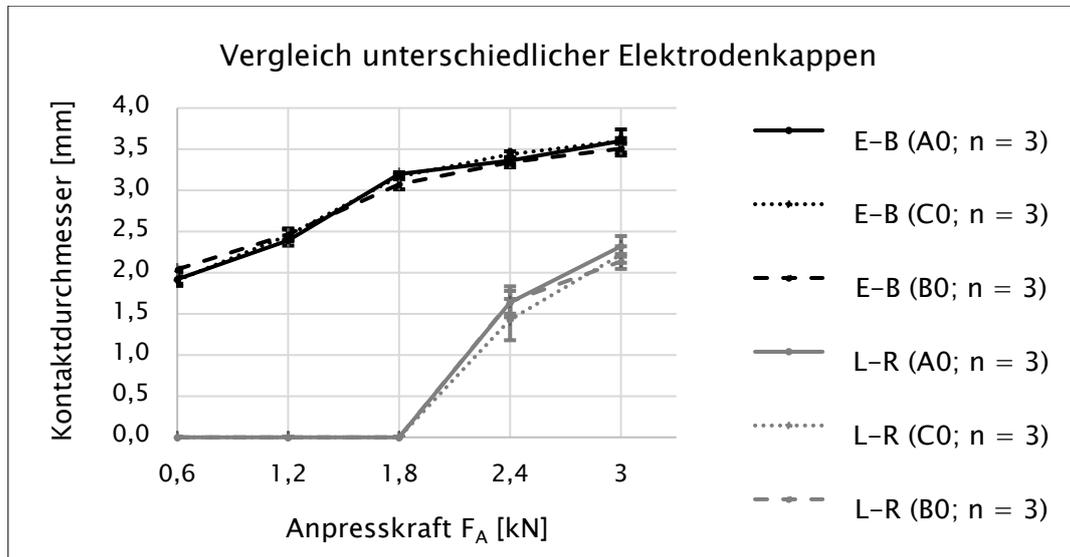


Abbildung 7-14: Einfluss der Elektrodenform auf den resultierenden Kontaktdurchmesser (E-B = Elektrode - Blech, L-R = Lot - Rohr) in Folge variierender Anpresskräfte  $F_A$

### Experimenteller Prozessvergleich.

Um zuletzt den Einfluss der Elektrodenform auf den Fügeprozess und die daraus resultierenden Eigenschaften festzustellen, wurde sowohl für die ballige Elektrode (A0) als auch für die flache Elektrodenform (C0) ein zweidimensionales Parameterfeld (Stromstärke, Stromzeit) bei einer konstanten Anpresskraft von 1,8 kN ermittelt. Als i.O. wurden Verbindungen bewertet, die ein kohäsives Bruchbild aufwiesen, ohne dass Oberflächen- bzw. Grenzflächenspritzer detektiert werden konnten. Beim Vergleich der beiden ermittelten i.O.-Bereiche in Abhängigkeit der Elektrode, wurde deutlich, dass die Kappenform keinen Einfluss auf die jeweilige Größe und Lage besitzt. Betrachtet man ebenso die Spritzergrenze, ist eine eindeutige Vergleichbarkeit erkennbar, sodass die Elektrodenform den Prozessverlauf anscheinend nur marginal beeinflusst. Analysiert man weiter die resultierende Scherkraft, die Verbindungseigenschaften im Mikroschliff und den resultierenden Elektrodenweg ausgewählter Parameterkombinationen in Abhängigkeit der Kappenform, so lässt sich lediglich im Elektrodeneinsinkweg ein deutlicher Unterschied feststellen. Abbildung 7-15 zeigt die Ergebnisse.

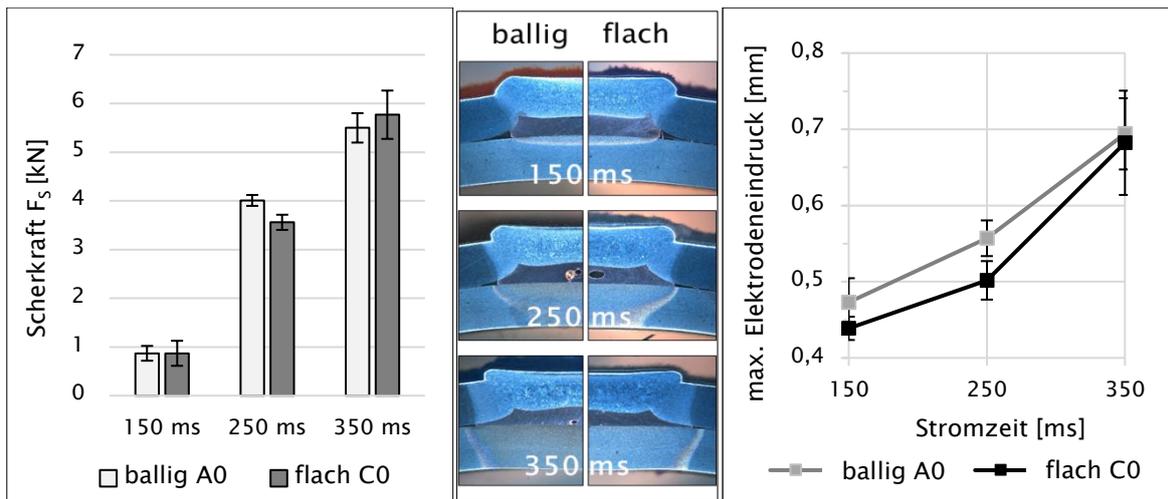


Abbildung 7-15: Einfluss der Kappenform auf die Scherkraft  $F_s$  (links), die WEZ (Mitte) und auf die maximale Elektrodeneindringtiefe (rechts) bei unterschiedlichen Stromzeiten ( $I = 7 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,8 \text{ kN}$ )

Aufgrund der zuvor beschriebenen Drucksituation der balligen Kappe kommt es zu einer Erhöhung des maximal gemessenen Elektrodeneinsinkwegs. Sowohl bei zu geringen Stromzeiten (adhäsiver Bruch, 150 ms) als auch bei Lötungen, die als i.O. gewertet wurden (kohäsiver Bruch, 250 ms), wird deutlich, dass sich der resultierende maximale Einsinkweg um ca. 0,05 mm vergrößert. Wird bei höheren Stromzeiten eine Rohrdeformation festgestellt (350 ms), stellen sich jedoch ebenso identische Elektrodeneinsinkwege ein. Eine Unterscheidung zwischen flacher und balliger Elektrode ist demnach nicht mehr möglich. Ein Einfluss der Kappenform auf die Scherkraft und auf die WEZ bzw. auf die Mikrohärtigkeit konnte nicht festgestellt werden.

Betrachtet man zusammenfassend die Ergebnisse wird deutlich, dass die getesteten Elektrodenformen keinen signifikanten Einfluss auf das Fügeergebnis besitzen. Zwar führen unterschiedliche Elektrodenformen zu geänderten Spannungsverteilungen in der Anpressphase des Prozesses, jedoch lässt sich dieser Unterschied nicht im Fügeergebnis (Scherkraft, Mikroschliff) feststellen. Kann eine sichere Positionierung gewährleistet werden, wird dennoch eine ballige Elektrodenform (A0) bevorzugt. Grund hierfür ist die lokal definierte Druckerhöhung in Folge der Kraftbeaufschlagung während der Anpressphase. Ein definierter Stromübergang ist die Folge.

**Elektrodendurchmesser.** Um neben der Elektrodenform auch den Einfluss des Elektrodendurchmessers auf die Fügeverbindung zu analysieren, wurde dieser zwischen 5 mm und 21 mm in einem Abstand von 2 mm numerisch variiert und das resultierende Temperaturfeld betrachtet. Für die numerischen Untersuchungen

wurde, aufgrund der einfach variierbaren Geometrie, eine flache Elektrode (Typ C0) gewählt. Um eine möglichst gute Vergleichbarkeit zu erhalten, wurden die Prozessparameter konstant gehalten. Die restlichen Geometriedaten wurden gemäß dem Standardsimulationsmodell ebenso unverändert übernommen. Die genutzten Modelle sowie exemplarische Ergebnisse sind in Abbildung 7-16 dargestellt.

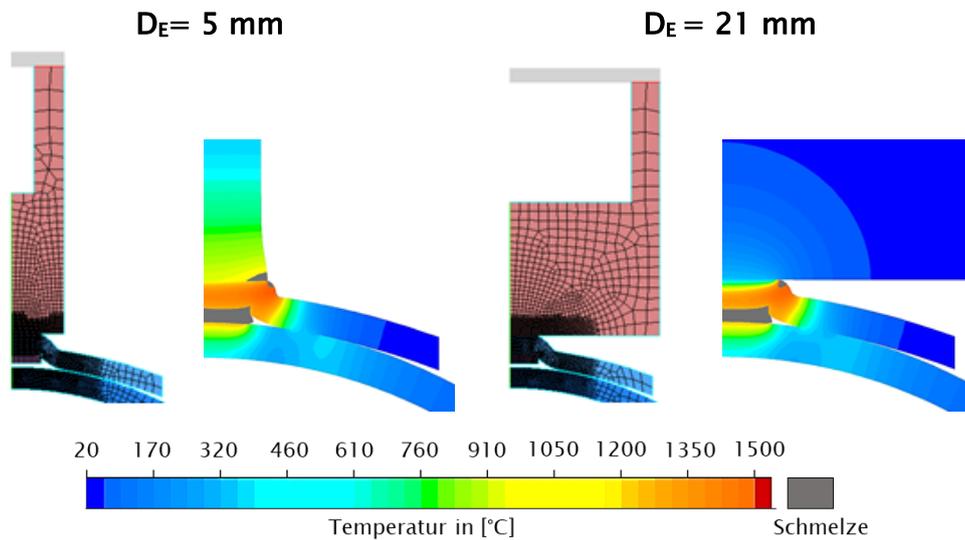


Abbildung 7-16: Simulationsmodelle und exemplarische Temperaturfelder unterschiedlicher Elektrodendurchmesser  $D_E$  ( $I = 6 \text{ kA}$ ,  $F_A = 1,2 \text{ kN}$ )

Vergleicht man die Ergebnisse der Temperatursimulation, so ist ein deutlicher Unterschied in der Elektrodenerwärmung sichtbar. Bei einem Elektrodendurchmesser von  $D_E = 5 \text{ mm}$ , kommt es zu einer erhöhten Erwärmung der Elektrode, was zu einem Aufschmelzen des Elektrodenmaterials (CuCrZr) führt. Zudem ist eine Deformation der Elektrode aufgrund der hohen thermischen Belastung erkennbar. Grund hierfür ist vermutlich das fehlende, zur Kühlung notwendige Materialvolumen. Im Vergleich dazu kommt es bei einem Elektrodendurchmesser von 21 mm zu einer sichtbar geringeren Elektrodenerwärmung. Im Interface zwischen Elektrode und Blech wird zudem die kühlende Wirkung der Elektrode deutlich. Betrachtet man weiter die Maximaltemperaturen der einzelnen Interaktionspartner in Abhängigkeit zum Elektrodendurchmesser, wird der beschriebene Trend sichtbar (Abbildung 7-17). Hier wird deutlich, dass der Elektrodendurchmesser keinen Einfluss auf die Maximaltemperaturen der Fügepartner (Blech, Lot, Rohr) besitzt. Jedoch ist ein klarer Zusammenhang zwischen Elektrodendurchmesser und Elektrodentemperatur erkennbar.

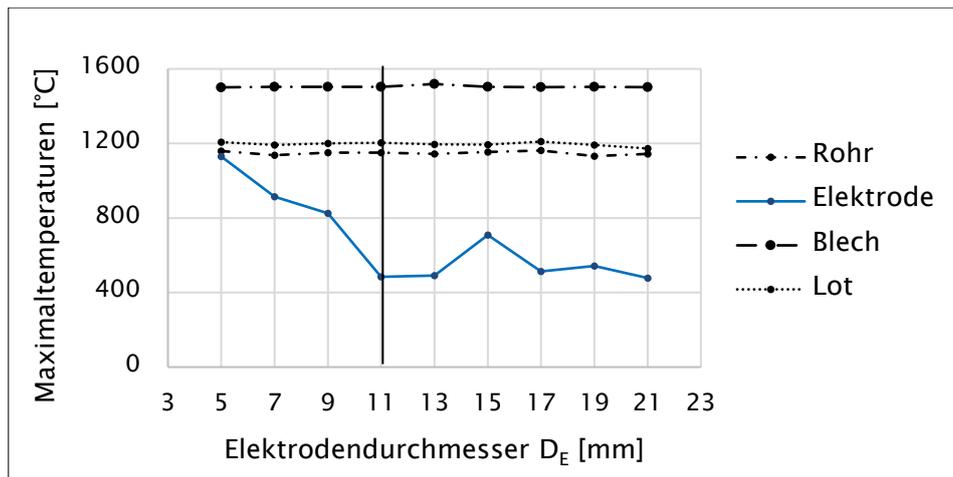


Abbildung 7-17: Einfluss des Elektrodendurchmessers  $D_E$  auf die jeweiligen numerisch ermittelten Maximaltemperaturen

Für den kleinsten Elektrodendurchmesser  $D_E = 5$  mm wurde eine maximale Elektrodentemperatur von 1130 °C berechnet. Wie bereits erwähnt, kommt es hier zum Aufschmelzen des Elektrodenmaterials. Bei einem Elektrodendurchmesser von  $D_E = 7$  mm und  $D_E = 9$  mm ist immer noch eine erhöhte Elektrodentemperatur sichtbar. Erst ab einem Durchmesser von 11 mm sinkt die berechnete Maximaltemperatur der Elektrode auf ca. 500 °C. Bei einer weiteren Erhöhung des Durchmessers ist keine weitere Reduzierung der Temperatur erkennbar. Um ein Aufschmelzen der Elektrode zu vermeiden, liegt der kritische Elektrodendurchmesser im beschriebenen Anwendungsfall bei  $D_E > 5$  mm. Eine thermisch minimale Elektrodenbeeinflussung wird jedoch erst ab einem Durchmesser von  $D_E \geq 11$  mm erreicht. Um also eine möglichst gleichmäßige Fügequalität sowie eine hohe Elektrodenstandzeit zu gewährleisten, ist ebenso die Wahl eines geeigneten Elektrodendurchmessers entscheidend.

## 8 Praktisches Anwendungsbeispiel

Wie bereits im Stand der Technik aufgeführt, führt das Verschweißen von Wuchtblechen bei der Gelenkwellenfertigung zu einem erheblichen Festigkeitsverlust in Folge einer dynamischer Torsionsbelastung [15], [16]. Ursache ist ein Versagen des Rohres im Bereich der Wärmeeinflusszone der Schweißlinse durch die prozessbedingte thermische und mechanische Bauteilbelastung. Um den Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens in der Praxis zu verifizieren, wurden daher 30 Versuchswellen mit identischen Geometrie- und Werkstoffdaten aufgebaut. Die Wandstärke der Prüflinge wurde auf 1,5 mm festgelegt. Auf jeweils 15 dieser Wellen wurden die erforderlichen Bleche aufgelötet (einseitiges Widerstandslöten), auf die restlichen 15 Wellen aufgeschweißt (einseitiges Widerstandsschweißen). Dieser Versuchsaufbau spiegelt den für die Kardanwellenfertigung notwendigen Auswuchtprozess wider. Es wurde darauf geachtet, dass die prozessabhängigen Parametersätze einem akzeptablen Fügeergebnis (Mindestlinsendurchmesser bzw. Lotanbindungslänge) entsprechen. Um den kritischsten Fall abzubilden, wurden die Bleche auf die Rohrlängsschweißnaht aufgebracht. Eine Parametervariation wurde nicht vorgenommen. Anschließend wurden die Testwellen unter wechselnder Torsionsbelastung bis zum Versagen beansprucht. Für jede Applikationsmethode wurden drei identische Belastungshorizonte getestet, so dass pro Belastungshorizont und Fügeverfahren jeweils fünf Wellen getestet wurden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 8-1 dargestellt.

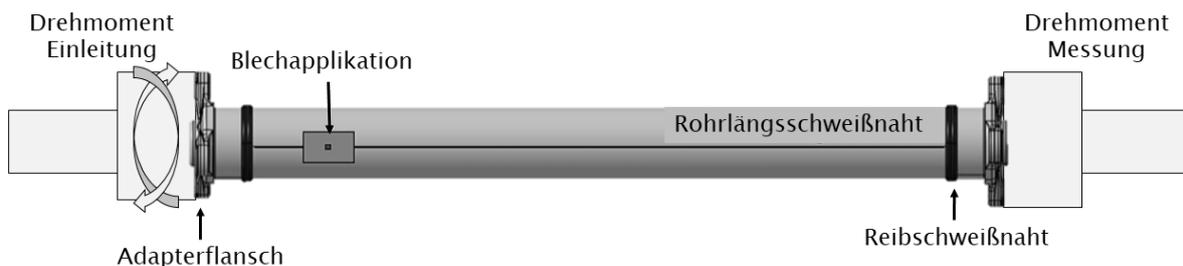
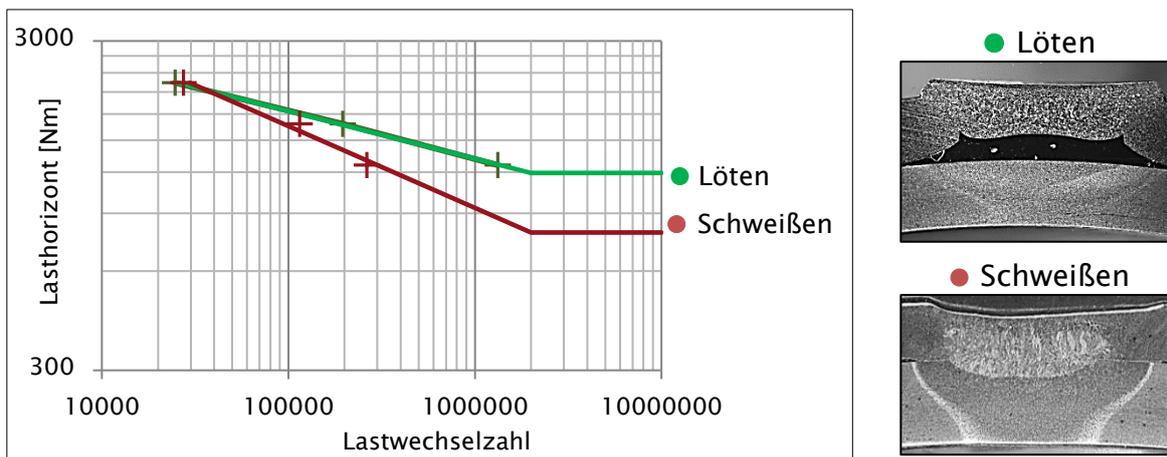


Abbildung 8-1: Versuchsaufbau des dynamischen Torsionstests zur Prüfung von Längswellen

Aus den generierten Ergebnissen wurde anschließend eine prozessspezifische Wöhlerkurve ermittelt (Abbildung 8-2). Vergleicht man die einzelnen Belastungsstufen genauer, zeigt sich der größte Unterschied im niedrigsten Lastfall. Für die geschweißte Version wurde hier eine mittlere Lastwechselzahl von 263.841 ermittelt. Durch das Widerstandslöten konnte die Zeit bis zum Versagen um 503 % erhöht wer-

den. Der durchschnittliche Lastzyklus, bis ein Versagen detektiert werden konnte, betrug in diesem Fall 1.326.377. Bei höheren Lastamplituden sinkt das Verbesserungspotential hinsichtlich der dynamischen Festigkeit. Im mittleren Lastfall beträgt die prozentuale Verbesserung durch das Widerstandslöten noch 170 %. Im höchsten Lastfall lassen sich nahezu identische Ergebnisse ableiten. Der Grund für die Verringerung des Verbesserungseffekts bei höheren Lasthorizonten ist die charakteristische Versagensursache der Welle. Bei niedrigen Belastungen und der damit verbundenen hohen Lastwechselzahl wurde bei der geschweißten Ausführung durchweg ein Riss des Rohres infolge der Wuchtblechapplikation festgestellt. Je höher die Lastamplitude ist, desto höher ist die Wahrscheinlichkeit, dass andere Versagensursachen (z.B. plastische Verformung des Rohres bzw. Bruch des Rohrkörpers oder der Reibschweißnaht) auftreten. Der Blechapplikationsprozess beeinflusst also hauptsächlich die niedrigen Lasthorizonte im Bereich der Dauerfestigkeit. Eine Leistungssteigerung unter dynamischer Belastung konnte somit nachgewiesen werden. Grund hierfür ist eine prozessbedingte geringere thermische und mechanische Beeinflussung der Bauteile in Folge des Applikationsprozesses. Durch die damit verbundene Erhöhung der dynamischen Festigkeit in Folge der Substitution des einseitigen Widerstandsschweißens mit dem einseitigen Widerstandslöten konnte im konkreten Anwendungsfall eine Wandstärkenreduktion der Welle um 25 % (2,0 mm auf 1,5 mm) abgeleitet werden, was einer Gewichtsreduktion von ca. 1 kg entspricht.



Bruch Blechapplikation



Bruch Reibschweißnaht



Bruch Rohrkörper



Abbildung 8-2: Wöhlerkurve der jeweiligen Applikationsverfahren (einseitiges Widerstandslöten vs. einseitiges Widerstandsschweißen) inkl. exemplarischer Schliff- und Versagensbilder

## 9 Zusammenfassung der Ergebnisse

Um die aus dem Stand der Technik identifizierten Defizite des einseitigen Widerstandsschweißens zu minimieren, wurde in der zugrundeliegenden Arbeit das einseitige Widerstandslöten untersucht. Ziel war es, einen Verfahrensansatz, als Prozessalternative zum einseitigen Widerstandsschweißen, zu entwickeln, um die prozessbedingte thermische und mechanische Bauteilschädigung zu reduzieren. Folgende Ergebnisse lassen sich resümieren:

**1. Definition einer geeigneten Fügestrategie:** Aus den Ergebnissen bisher bekannter Untersuchungen, dem Anwendungsgebiet und ersten experimentellen Analysen konnte eine vorteilhafte Fügestrategie abgeleitet werden. Für die zugrundeliegende Arbeit wurde sich demnach für eine Blech-Rohrkombination entschieden. Das Lot wurde hierbei mechanisch in das Blech eingebracht, um eine indirekte Lotkontaktierung zu generieren. Erste Tastversuche konnten den Prozessvorteil der indirekten Erwärmung bestätigen.

**2. Entwicklung eines numerischen Prozessmodells:** Um Prozessverständnis zu generieren, wurde im weiteren Verlauf ein Simulationsmodell zum einseitigen Widerstandslöten mithilfe der Software SORAS 2D aufgebaut und mehrstufig validiert. Neben der Validierung des mechanischen Modells konnte die Abbildungsgüte des thermisch metallurgischen Modells ebenfalls aufgezeigt werden.

**3. Analyse des Prozessverlaufs:** Im Rahmen einer vergleichenden Analyse der Erwärmungsmechanismen beim einseitigen Widerstandslöten und beim einseitigen Widerstandsschweißen wurde der Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens deutlich. Durch das eingebrachte Lot und dem daraus resultierenden Lotspalt zwischen Lot und Rohr kommt es initial zu einem indirekten Stromfluss, sodass lediglich das Lot und das Blech erhöhten Temperaturen ausgesetzt sind. Erst nachdem der Lotspalt aufgrund der thermischen und mechanischen Belastung geschlossen wird und somit eine Verbindung zum Rohr hergestellt wurde, steigt die Rohrtemperatur. Vergleicht man somit den indirekt gerichteten Erwärmungsmechanismus beim einseitigen Widerstandslöten mit dem direkten multidirektionalen Erwärmungsprozess beim Widerstandsschweißen, wird der Prozessvorteil des Lötens in der reduzierten thermischen

Belastung des Rohres deutlich. Im weiteren Verlauf wurde die Verbindungsbildung mittels experimenteller und numerischer Untersuchungen charakterisiert. Es wurde festgestellt, dass kohäsive Bruchbilder ohne das Auftreten von Grenzflächenspritzern die besten Verbindungseigenschaften aufweisen. Weiter wurde gezeigt, dass die im Schliff festzustellende Lotanbindungslänge mit der Bruchfläche korreliert. Während der Analyse des Elektrodenwegs konnten weitere Qualitätskriterien ermittelt werden. Es wurde bewiesen, dass der absolute Elektrodenweg aber auch der Elektrodenwegverlauf Rückschlüsse auf eine lokale Rohrdeformation ermöglichen. Aus den Ergebnissen zum Prozessverlauf und zur Verbindungsbildung konnten somit, in Anlehnung an bereits bekannte Normen zum Widerstandsschweißen, zerstörungsfreie und zerstörende Qualitätskriterien für den einseitigen Widerstandslötprozess abgeleitet werden.

**4. Prozessvergleich an dünnwandigen Rohren:** Aus dem Stand der Technik wurde deutlich, dass der einseitige Widerstandsschweißprozess bei Wandstärken  $\leq 1,5$  mm an seine Grenzen stößt. Aufgrund dessen wurde die Anwendbarkeit des einseitigen Widerstandslötens im dünnwandigen Bereich bis zu einer Wandstärke von 0,8 mm untersucht und mit dem einseitigen Widerstandsschweißen verglichen. Neben der experimentellen und numerischen Ermittlung von verfahrensunabhängigen, jedoch geometrieabhängigen Übergangskräften konnte gezeigt werden, dass sich beim einseitigen Widerstandslöten nutzbare Prozessbereiche bis zu einer Wandstärke von 0,8 mm ermitteln lassen. Weiter konnte die aus der Literatur bekannte Prozessgrenze beim einseitigen Widerstandsschweißen bestätigt werden. Um zuletzt die ermittelte wandstärkenabhängige Verfahrensgrenze auf andere Geometrien zu abstrahieren, wurde ein erster Ansatz auf Basis der Ringsteifigkeit vorgestellt. Mittels numerischer Untersuchungen konnte die Anwendbarkeit bestätigt werden.

**5. Ermittlung von Auslegungskriterien:** Betrachtet man weiter den Einfluss der Anpresskraft auf den einseitigen Widerstandslötprozess, so wurde festgestellt, dass eine Erhöhung der Kraft bei sonst konstanten Parametern zwar zu einer Reduktion der Spritzersensitivität führt, jedoch wurde ebenfalls eine Reduktion der Verbindungsfestigkeit festgestellt. Grund hierfür ist die Erhöhung der Elektrodenverlustenergie durch die Vergrößerung der Elektrodenkontaktfläche. Um also vergleichbare Verbindungsfestigkeiten bei steigenden Kräften zu erzielen, ist der Energieeintrag zu erhöhen. Zudem konnte eine Korrelation zwischen der numerisch ermittelten Lottemperatur

und der experimentell ermittelten Verbindungsfestigkeit festgestellt werden. Um weitere Prozesssensitivitäten zu ermitteln, wurde eine numerisch unterstützte Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Einen großen Einfluss auf den einseitigen Widerstandslötprozess besitzt demnach die Fügeteilgeometrie. Entscheidend ist sowohl der Blechradius, respektive die Kontaktsituation, als auch die Blechdicke. Weiter besitzt die Elektrodenform keinen experimentell nachweisbaren Einfluss auf die Verbindungsbildung. Dennoch wurde festgestellt, dass der Elektrodendurchmesser einen kritischen Wert von 11 mm überschreiten sollte, um eine thermisch minimale Elektrodenbeeinflussung zu ermöglichen. Betrachtet man abschließend die Lotgeometrie, so wird deutlich, dass ein Lotspalt zwischen Lot und Rohr einen positiven Einfluss auf den Prozess besitzt. Eine Auswirkung der Lotspaltgröße auf das Fügeresultat konnte experimentell jedoch nicht nachgewiesen werden. Um die Anwendbarkeit des einseitigen Widerstandslötprozesses sicherzustellen, wurde auf Basis der zuvor ermittelten Ergebnisse ein Leitfaden zur Prozessauslegung definiert. Tabelle 9-1 zeigt zusammenfassend die Ergebnisse.

*Tabelle 9-1: Leitfaden zur Prozessauslegung*

Einflussgröße	Ergebnis
Anpresskraft	<p>Bei der Wahl der optimalen Anpresskraft ist die Einhaltung des folgenden Zusammenhangs entscheidend: <math>F_A &lt; F_U \wedge F_B</math>.</p> <p>Die Anpresskraft <math>F_A</math> sollte demnach kleiner als die bauteilabhängige Übergangskraft <math>F_U</math> sein, um eine Rohrdeformation im Prozess zu vermeiden. Um weiter den initialen Lotspalt zwischen Lot und Rohr während der Anpressphase zu wahren, sollte bei der Wahl der Anpresskraft die Blechdeformationsschwelle <math>F_B</math> nicht überschritten werden. Zwar führt eine Erhöhung der Anpresskraft zu einer Reduktion von Oberflächen- und Grenzflächenspritzern, dennoch wurde gleichzeitig eine Reduktion der maximalen Verbindungsfestigkeit festgestellt. Die jeweilige Anpresskraft sollte demnach nur so weit erhöht werden, dass Spritzer weitestgehend vermieden werden, unter Einhaltung des Zusammenhangs: <math>F_A &lt; F_U \wedge F_B</math>.</p>
Stromzeit	<p>Es wurde festgestellt, dass eine Erhöhung der Stromzeit generell zu einer Reduktion der Verbindungsfestigkeit führt. Ursächlich hierfür ist die Reduktion der Lottemperatur als Folge einer verlängerten Elektrodenkontaktzeit. Zusammenfassend sollte demnach eine möglichst minimale Stromzeit angestrebt werden.</p>

**Stromstärke** Da hauptsächlich die gewählte Stromstärke zur Entstehung von Oberflächenspritzern führt, sollten zu große Stromstärken vermieden werden. Um jedoch den benötigten Energieeintrag zur Erzeugung von i.O.-Verbindungen sicherzustellen, ist unter der Prämisse einer möglichst geringen Prozesszeit und einer zuvor definierten bauteilabhängigen Anpresskraft eine ausreichend hohe Stromstärke zu wählen.

---

**Blechradius** Eine Änderung des Blechradius  $r_B$  führt aufgrund einer geänderten Kontaktsituation zwischen Blech und Rohr zu Unterschieden hinsichtlich der Bauteilerwärmung. Um einen optimalen Prozess zu gewährleisten, sollte ein möglichst flächenförmiger Kontakt zwischen Blech und Rohr realisiert werden, sodass der Zusammenhang  $r_B = r_R$  gilt.

---

**Blechdicke** Die Variation der Blechdicke führt generell zu einem geänderten Erwärmungsprozess. Durch das höhere Materialvolumen wird der indirekte Erwärmungsprozess behindert, was sich in einer verminderten Lottemperatur ausdrückt. Blechdicken  $\geq 2,5$  mm sind demnach kritisch zu bewerten. Aufgrund der erhöhten Blechsteifigkeit ist die Wahl der optimalen Anpresskraft entscheidend, um einen Kontakt zwischen Lot und Rohr in der Anpressphase zu vermeiden und gleichzeitig im Erwärmungsprozess zu ermöglichen. Entscheidend hierfür ist die geometrieabhängige Blechdeformationsschwelle  $F_B$ .

---

**Lotapplikation & Lotspaltgröße** Generell wurde das Vorhandensein eines Lotspalts als vorteilhaft eingestuft. Grund hierfür ist der dadurch entstehende indirekte Erwärmungsmechanismus und die daraus resultierende geringere thermische und mechanische Bauteilbeeinflussung. Die Größe des Lotspaltes besitzt hingegen keinen messbaren Einfluss auf das Fügeresultat und ist somit primär in Abhängigkeit des Umformgrades, respektive der Blechdicke, zu wählen.

---

**Rohrwandstärke** In Kapitel 6 wurde festgestellt, dass sich im Vergleich zum Schweißen ebenso kleinere Wandstärken deformationsfrei fügen lassen. Entscheidend hierfür ist die Wahl der optimalen Übergangskraft  $F_U$ . Eine Erhöhung der Rohrwandstärke  $> 1,5$  mm besitzt hingegen keinerlei Einfluss auf den einseitigen Widerstandslötprozess. Letztendlich lässt sich schlussfolgern, dass die Wahl der Anpresskraft auf die Bauteilsteifigkeit abgestimmt sein muss, um eine deformationsfreie Verbindung zu gewährleisten.

---

---

Elektrodenform	Bei der Wahl der optimalen Elektrodenform sollte darauf geachtet werden, dass eine reproduzierbare Kontaktierung gewährleistet wird. Vergleicht man den Einfluss ausgewählter Formen (A0, C0) auf den Prozess, so lassen sich lediglich theoretische Unterschiede feststellen. Ein experimenteller Einfluss konnte nicht detektiert werden. Kann die Positionierung sichergestellt werden, wird jedoch, aufgrund der homogenen Druckverteilung, eine ballige Kappenform empfohlen.
Elektroden- durchmesser	Es wurde festgestellt, dass ein Elektrodendurchmesser von $\geq 11$ mm gewählt werden sollte, um eine möglichst geringe Elektrodentemperatur und somit eine hohe Lebensdauer der Elektrode zu gewährleisten.

---

**6. Praktisches Anwendungsbeispiel:** Um abschließend den Prozessvorteil des einseitigen Widerstandslötens im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen an einem Praxisbeispiel darzustellen, wurden Demonstratorbauteile in Anlehnung an die Längswellenanwendung aufgebaut und dynamisch beansprucht. Vergleicht man die verfahrensspezifischen Wöhlerkurven, zeigt sich eine Steigerung der dynamischen Festigkeit im geringsten Lastwechselfall um ca. 500 %. Grund für die gesteigerten Lastwechselzahlen ist die geringere thermische Beeinflussung des einseitigen Widerstandslötens im Vergleich zum einseitigen Widerstandsschweißen. Durch den Verfahrenswechsel konnte somit im konkreten Anwendungsfall eine Gewichtsreduktion von ca. 1 kg, in Folge einer Wandstärkenreduktion, ermittelt werden.

Zusammenfassend konnte also gezeigt werden, dass sich mit dem einseitigen Widerstandslöten die zuvor festgestellten Defizite des einseitigen Widerstandsschweißens minimieren lassen, sodass das Widerstandslöten als Verfahrensalternative zum Widerstandsschweißen genutzt werden kann. Die zuvor definierte Zielstellung wurde demnach erreicht. Mithilfe des neu entwickelten Verfahrensansatzes wurde ein wesentlicher Beitrag zur Erreichung industrieller Leichtbauziele geleistet. Es konnte aufgezeigt werden, dass das einseitige Widerstandslöten genutzt werden kann, um ebenso Hohlprofile bzw. Rohre mit geringen Wandstärken deformationsfrei zu fügen.

## Literaturverzeichnis

- [1] Bundeskanzleramt, [Online]. Available:  
<https://www.bundeskanzleramt.gv.at/themen/europa-aktuell/von-der-leyens-green-deal-fuer-europa.html>. [Zugriff am 14 01 2021].
- [2] Europäische Kommission, [Online]. Available:  
[https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/de/ip\\_21\\_3541](https://ec.europa.eu/commission/presscorner/detail/de/ip_21_3541).  
[Zugriff am 28 07 2021].
- [3] Volkswagen AG, [Online]. Available:  
<https://www.volkswagenag.com/de/sustainability/environment/mission-statement.html>. [Zugriff am 14 01 2021].
- [4] C. Harter, C.-S. Ernst, I. Olschewski und L. Eckstein, *Abschlussbericht BMWi 123320: CO<sub>2</sub>-Emissionsreduktion bei Pkw und leichten Nutzfahrzeugen nach 2020*, Aachen: Institut für Kraftfahrzeuge RWTH Aachen, 2014.
- [5] C.-S. Ernst, L. Eckstein und I. Olschewski, *Abschlussbericht BMWi 113510: CO<sub>2</sub>-Reduzierungspotenziale bei Pkw bis 2020*, Aachen: Institut für Kraftfahrzeuge. RWTH Aachen, 2012.
- [6] M. Miyanishi, „Manufacturing of Light Weight Cars“ in *Proceedings of the 13th International Conference on Metal Forming METAL FORMING 2010*, Toyohashi, Japan, 2010.
- [7] F. Henning und E. Moeller, *Handbuch Leichtbau: Methoden, Werkstoffe, Fertigung*, München: Carl Hanser Verlag, 2020.
- [8] G. Meschut und M. Goede, „Neue Werkstoff- und Bauweisenkonzepte im Fahrzeugbau – Herausforderungen für thermische und wärmearme Fügeverfahren“ in *9. Internationales Aachener Schweißtechnik Kolloquium – Fügen im Fahrzeugbau: Verfahren, Fortschritte, Anwendungen (S. 37 – 47)*, Aachen, 2004.

- [9] A. Grünekle, L. Patberg und B. Osburg, „NSB© NewSteelBody – Ein gewichtsoptimiertes und wirtschaftliches Stahl Leichtbaukonzept“ in *9. Internationales Aachener Schweißtechnik Kolloquium – Fügen im Fahrzeugbau (Verfahren, Fortschritte, Anwendungen)*, Aachen, 2004.
- [10] S. Ehlers, „Komplexe Fügeverfahren im Karosseriebau – Herausforderungen in der Prototypenfertigung“ in *9. Internationales Aachener Schweißtechnik Kolloquium – Fügen im Fahrzeugbau (Verfahren, Fortschritte, Anwendungen)*, Aachen, 2004.
- [11] H. Rudolf, *Widerstandspunktschweißen von Blech–Hohlprofil–Verbindungen an verzinkten Stahlblechen*, Berlin: TUDpress, 2006.
- [12] C. Nielsen, A. Chergui und W. Zhang, „Single–sided sheet–to–tube spot welding investigated by 3D numerical simulations“ in *7th International Seminar on Advances in Resistance Welding*, Busan, Republic of. Korea, 2012.
- [13] C. Liang, Z. Lin, G. Chen und Y. Li, „Numerical analysis of single sided spot welding process used in sheet to tube joining“ *Science and Technology of Welding and Joining*, Bd. 11, pp. 606 – 617, 2006.
- [14] H. Schneider, *Auswuchttechnik 8.*, neu bearbeitete Auflage, Heidelberg: Springer Vieweg Verlag, 2012.
- [15] H. Papke, „Wuchtgewicht für Kreuzgelenkwellen“. Deutschland Patent DE3931055A1, 18 09 1989.
- [16] T. Pullen und R. Cremerius, „Hohlwelle mit mindestens einem Wuchtgewicht sowie Verfahren zu deren Herstellung, wobei das mindestens eine Wuchtgewicht mittels Löten an der Hohlwelle befestigt wird“. Deutschland Patent WO2006/027012A1, 10 09 2004.
- [17] Arcelor Mittal, [Online]. Available: [https://automotive.arcelormittal.com/tailored\\_blanks\\_home/LWB\\_services/LWB\\_coengineering](https://automotive.arcelormittal.com/tailored_blanks_home/LWB_services/LWB_coengineering). [Zugriff am 17 12 2020].

- [18] IFA Group, [Online]. Available: <https://ifa-group.com/produkte-dienstleistungen/laengswellen/>. [Zugriff am 20.12.2020].
- [19] U. Dilthey und D. Böhme, *Abschlussbericht AiF 12.739 N: Einseitiges Widerstandsschweißen von Stahl-Hohlprofilen*, Aachen: Institut für Schweißtechnische Fertigungsverfahren der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, 2003.
- [20] G. Sitte, K. Koppe und H. Hindorf, „Punktförmiges flussmittelfreies Widerstandslöten“ *Blech, Rohre, Profile: Herstellen, Verarbeiten und Veredeln von Band, Blech, Rohren und Profilen; CIRP related magazine; Referatsorgan der Internationalen Forschungsgemeinschaft für Produktionstechnik*, Bd. 9, Nr. 45, p. 57 pp, 1998.
- [21] G. Sitte, „SCHWEISSTECHNIK UND MEHR – Punktförmiges Widerstandslöten – Die Alternative zum Widerstandspunktschweißen“ *Der Praktiker: Das Magazin für Schweißtechnik und mehr*, Bd. 5, Nr. 53, pp. 196 – 199, 2001.
- [22] K. Koppe und G. Sitte, „Umformwiderstandsschweiß- und Lötprozesse – neue Verbindungstechnik für Feinbleche“ in *2. Fachtagung: Fügen und Konstruieren im Schienenfahrzeugbau*, Halle, 1997.
- [23] *DIN 8593-6:2003-09: Fertigungsverfahren Fügen – Teil 6: Fügen durch Schweißen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2003.
- [24] K. Feldmann, *Handbuch Fügen, Handhaben, Montieren*, München: Carl Hanser Verlag, 2013.
- [25] *DIN 1910-100: Schweißen und verwandte Prozesse – Begriffe – Teil 100: Metallschweißprozesse mit Ergänzungen zu DIN EN 14610:2005*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2008.
- [26] U. Dilthey, *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1 – Schweiß- und Schneidtechnologien 3.*, bearbeitete Auflage, Berlin: Springer Verlag, 2005.
- [27] V. Schuler und J. Twrdek, *Praxiswissen Schweißtechnik, Werkstoffe – Prozesse – Fertigung*, 6. Auflage, Wiesbaden: Springer Vieweg, 2018.

- [28] G. Köhler, H.-P. Lindner und U. Luthardt, Fügetechnik: Fertigungsverfahrenstechnik für Gerätetechniker, Lehrbrief für das Hochschulfernstudium, 6. Lehrbrief, Zwickau: Zentralstelle für Lehr- und Organisationsmittel des Ministeriums für Hoch- und Fachschulwesen, 1978.
- [29] *Merkblatt DVS 2902-1: Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke Übersicht*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2001.
- [30] *Merkblatt DVS 2902-4: Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke Grundlagen, Vorbereitung und Durchführung*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2001.
- [31] F. Schulze (Hrsg.), Fertigungstechnik 10., neu bearbeitete Auflage, Berlin: Springer Vieweg, 2012.
- [32] Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, *Abschlussbericht AiF-Nr. 15710N/1: Grundlegende Untersuchungen zur Kontaktsituation beim Widerstandsschweißen von Kupferwerkstoffen*, Stuttgart: Universität Stuttgart, 2011.
- [33] Materialprüfungsanstalt (MPA) Universität Stuttgart, *Abschlussbericht AiF-Nr. 12.617N: Grundlegende Untersuchungen zur Kontaktsituation beim Widerstandspunktschweißen*, Stuttgart: Universität Stuttgart, 2003.
- [34] W. Zhang, „Design and Implementation of Software for Resistance Welding Process Simulations“ SWANTEC Software and Engineering ApS, Hoersholm, Denmark, 2003.
- [35] W. Zhang und L. Kristensen, „Finite element modeling of resistance spot and projection welding processes“ in *Ninth International Conference on Computer Technology in Welding*, Detroit, 2000.
- [36] *DVS Merkblatt 2916-4: Prüfung von Widerstandspressschweißverbindungen Metallografische Prüfung*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2006.
- [37] *Merkblatt DVS 2916-1: Prüfen von Widerstandspressschweißverbindungen – Zerstörende Prüfung, quasistatisch*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2014.

- [38] *Merkblatt DVS 2916-2: Prüfen von Widerstandspressschweißverbindungen Schwingfestigkeitsprüfung*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2009.
- [39] *Merkblatt DVS 2916-3: Prüfen von Widerstandspressschweißverbindungen – Zerstörende Prüfung, schlagartig*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2013.
- [40] *Merkblatt DVS 2916-5: Prüfen von Widerstandspressschweißverbindungen – Zerstörungsfreie Prüfung von Punktschweißverbindungen*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2017.
- [41] *DIN EN ISO 14329: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen Brucharten und geometrische Messgrößen für Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2003.
- [42] *Merkblatt DVS 2902-3: Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke – Konstruktion und Berechnung*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2016.
- [43] *SEP 1220 Part 2: Testing and Documentation Guideline for the Joinability of thin sheet of steel – Part 2: Resistance Spot Welding*, Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH, 2011.
- [44] A. Schiebahn, *Abschlussbericht IGF-Vorhaben 17.685 N: Untersuchung und Qualifizierung der verfahrensspezifischen Merkmale beim einseitigen Widerstandspunktschweißen ohne Gegenlage*, Aachen: Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik – RWTH Aachen University, 2016.
- [45] *Merkblatt DVS 2960: Unregelmäßigkeiten bei Widerstandspunktschweißverbindungen an Stahlwerkstoffen*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 2015.
- [46] Y. Cho, I. Chang und H. Lee, „Single-Sided Resistance Spot Welding for Auto Body Assembly“ *Welding Journal*, Nr. 8, pp. 26 – 29, 2006.
- [47] Y. B. Li, C. Liang, Y. Zhang und Z. Lin, „Application of electrode force change in single sided resistance spot welding using servo gun“ *Science and Technology of Welding and Joining*, Bd. 13, Nr. 7, pp. 671 – 678, 2008.

- [48] H. Yang, S. Hu, Y. Zhang, Y. Li und X. Lai, „Experimental study of single sided sheet to tube resistance spot welding“ *Science and Technology of Welding and Joining*, Bd. 6, Nr. 12, pp. 530 – 535, 2007.
- [49] A. Schiebahn, *Abschlussbericht SB\_18.769N: Einfluss von Produktionsbedingungen auf das einseitige Widerstandspunktschweißen ohne Gegenlage*, Aachen: RWTH Aachen, Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik (ISF), 2019.
- [50] H. Nishibata, M. Fukumoto und M. Uchihara, „Influence of welding conditions on nugget formation in single-sided resistance spot welding process“ *Welding in the World*, Bd. 53, Nr. 5/6, pp. 15 – 22, 2009.
- [51] H. Nishibata, S. Kikuchi, M. Fukumoto und M. Uchihara, *Influence of Material Layout on Nugget Formation of Single-sided RSW*, Summary of the Lecture at the National Conference of Weld Institute, 2010.
- [52] H. Nishibata, S. Kikuchi, M. Fukumoto und M. Uchihara, „Single-Sided Resistance Spot Welding Process for Joining Pipes and Sheets“ *International Journal of Automation Technology*, Bd. 7, Nr. 1, pp. 114 – 119, 2013.
- [53] H. Yang, X. Lai, Y. Zhang und G. Chen, „Investigations on the weldability of high-strength steel sheets to cylindrical tube single-sided spot welding“ *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Bd. 49, pp. 513 – 518, 2010.
- [54] W. Streinz, K. Stöckl, J. Knapp und W. Winzinger, „Verfahren zum Auswuchten einer Aluminium-Gelenkwelle“. Deutschland Patent DE19547992C2, 03 07 1997.
- [55] R. R. Corbin, „Method for balancing a drive shaft“. US Patent US 7,066,025 B1, 27 06 2006.
- [56] R. J. Beagley und J. A. Smith, „Antriebswelle mit Ausgleichsgewicht sowie Verfahren zum Aufbringen des Ausgleichsgewichts“. Australian Patent DE4336689A1, 27 10 1993.

- [57] H.-J. Schulze, „Wuchtgewichtsanordnung für Kreuzgelenkwellen“. Deutschland Patent DE3906116C1, 28 02 1989.
- [58] A. Schlonski, K. Schedrat, G. Faulbecker und E. Ende, „Wuchtgewicht für Kreuzgelenkwellen“. Deutschland Patent DE3906114C1, 28 02 1989.
- [59] L. Dorn, Hartlöten: Grundlagen und Anwendungen (Kontakt und Studium), Band 146, Maschinenbau, Sindelfingen: expert verlag, 1985.
- [60] *DIN ISO 857-2:2007-03: Schweißen und verwandte Prozesse – Begriffe – Teil 2: Weichlöten, Hartlöten und verwandte Begriffe (ISO 857-2:2005)*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2007.
- [61] I. E. Petrunin, Handbuch Löttechnik (russisches Original: „Spravocnik po pajke“), Berlin: Verlag Techniker GmbH, 1991.
- [62] *DIN 8593-7:2003-09: Fertigungsverfahren Fügen – Teil 7: Fügen durch Löten: Einordnung, Unterteilung, Begriffe*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2003.
- [63] M. Graul, Widerstandspressschweiß- und Lötverfahren mit Zusatzwerkstoff für hochfeste Stahlwerkstoffe sowie Mischverbindungen mit Aluminiumlegierungen, Dresden: TUDpress, 2014.
- [64] Deutsches Kupferinstitut Copper Alliance, „Löten von Kupfer- und Kupferlegierungen“ Deutsches Kupferinstitut, Düsseldorf, 2015.
- [65] G. Sitte, „Widerstandspunktlöten an Stahlblechen bis 3 mm Dicke“ *Der Praktiker*, Nr. 3, pp. 78 – 80, 2002.
- [66] G. Sitte und C. Brund, „Punktlöten und Punktlötkleben“ in *Hart- und Hochtemperaturlöten und Diffusionsschweißen: Vorträge und Posterbeiträge des 8. Internationalen Kolloquiums in Aachen*, Aachen, 2007.
- [67] G. Sitte, „Widerstandspunktlöten von höherfesten und austenitischen Stahlblechen“ *Schweißen und Schneiden 61, Heft 5*, pp. 254 – 259, 2009.

- [68] C. Isaacs, M. Kestner und R. Hite, „Design and assembly method of a low cost camshaft“. USA/Ohio/Toledo Patent US6.718.924B1, 13 04 2004.
- [69] C. Beerens und F. Schneider, „Nockenwelle und zugehöriges Herstellungsverfahren“. Deutschland/Stuttgart Patent DE102012204214A1, 16 03 2012.
- [70] T. Hamamoto, Y. Suzuki und W. Chutaro, „Nockenwelle“. Japan/Tokio Patent DE10312475A1, 29 01 2004.
- [71] K. Yong Kyoon, P. Yung Sang, S. Jun Ho, H. Dong Kyu und K. Young Ho, „Method of Manufacturing Camshaft“. Südkorea/Gyeonggi-do Patent WO2013/048165A1, 27 09 2012.
- [72] J. Wilden, J. Bergmann, M. Dolles und S. Reich, „Use of Zinc-Alloys for Low Temperature Soldering of Zinc Coated Steels“ *Advanced Materials Research*, Nr.5, pp. 127 – 134, 2005.
- [73] M. Burca, C. Codrean, M. Voda, M. Lita, G. Husi und I. Lucaciu, „RESEARCH AND TECHNOLOGY DEVELOPEMENT IN THE FIELD OF THE RESISTANCE BRAZING OF CARBIDE PLATES TO METALS USING AMORPHOUS BRAZING FOILS“ in *Nonconventional Technologies Review*, Politehnica University of Timișoara, Mechanical Engineering Faculty, Romania, 2010.
- [74] C. Choi, D. Kim, D. Nam, Y. Kim und Y. Park, „A Hybrid Joining Technology for Aluminum/Zinc Coated Steels in Vehicles“ *Journal of Materials Science and Technology*, Bd. 9, Nr. 26, pp. 858 – 864, 2010.
- [75] M. A. Ali und P. Platko, „Advances and Trends in Engineering Sciences and Technologies“ in *Proceedings of the international conference on engineering sciences and technologies*, Tatranská straba, high tatras mountains, slovakia, 2015.
- [76] Y. Miyazawa und J. Hayashi, „Spot brazing of aluminum to copper with a cover plate“ in *IOP Conference Series Materials Science and Engineering*, 2014.

- [77] K. Koppe, R. Hose, C. Götze und G. Sitte, „Projekt zur Verbindung von Feinblechbauteilen; Kombinierbar: Punktlöten / Kleben“ *Automotive Materials: Entwicklung, Anwendung, Recycling*, Nr. 5, pp. 16 – 18, 2005.
- [78] G. Sitte, „Widerstandspunktlöten und –punktkleben – Möglichkeit von Überlappverbindungen auf Sichtflächen“ *Der Praktiker*, Nr. 1, pp. 10 – 12, 2006.
- [79] B. Wielage, T. Grund, I. Hoyer und S. Weis, „Löten thermischsensibler, aluminiumbasierter Verbundwerkstoffe“ *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, Bd. 42, Nr. 7, pp. 666 – 671, 2011.
- [80] B. Wielage, I. Hoyer und S. Weis, „Kombiniertes Ultraschall–Widerstands–Löten von Aluminiumwerkstoffen“ *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik*, Bd. 9, Nr. 41, pp. 802 – 806, 2010.
- [81] S. Weis, B. Wielage und C. Seehofer, „Ultraschallunterstütztes Widerstandslöten von Aluminiummatrix–Verbundwerkstoffen,“ *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik*, Bd. 7, Nr. 43, pp. 656– 660, 2012.
- [82] C. Gebhardt, *Praxishandbuch FEM mit ANSYS Workbench – Einführung in die lineare und nichtlineare Mechanik* (2., überarbeitete Auflage), München: Carl Hanser Verlag, 2014.
- [83] K. Gutenschwager, M. Rabe, S. Spieckermann und S. Wenzel, *Simulation in Produktion und Logistik, Grundlagen und Anwendungen*, Berlin: Springer Vieweg Verlag, 2017.
- [84] D. Schmicker, *A holistic approach on the simulation of rotary friction welding*, Magdeburg: Otto–von–Guericke University, 2015.
- [85] K. Dilger, *Studie: Fügeprozesssimulation – Innovative Anwendungen der Informatik*, Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 2004.
- [86] D. Radaj, *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen, 1st edition*, DVS Media GmbH, 2001.

- [87] H. Flegel, „Fügetechnische Trends im Fahrzeugbau“ in *9. Internationales Aachener Schweißtechnik Kolloquium – Fügen im Fahrzeugbau (Verfahren, Fortschritte, Anwendungen)*, Aachen, 2004.
- [88] M. Körner, D. Schmicker, S. Paczulla, C. Rößler, E. Heppner, S. Jüttner und E. Woschke, „Anwendungsfälle der Reibschweißprozesssimulation“ in *IFF-Wissenschaftstage: Digital Engineering*, Magdeburg, 2017.
- [89] H. Nied, „Resistance Spot Welding Process“ *Welding Research Supplement*, Nr. 4, pp. 123 – 132, 1984.
- [90] C. Tsai, O. Jammal, J. Papritan und D. Dickinson, „Modeling of Resistance Spot Weld Nugget Growth“ *Welding Research Supplement*, pp. 47 – 54, 1992.
- [91] B. H. Chang, M. V. Li und Y. Zhou, „Comparative study of small scale and ‘large scale’ resistance spot welding“ *Science and Technology of Welding and Joining*, Bd. 5, Nr. 6, 2001.
- [92] W. Zhang, „SORPAS – The Professional Software for Simulation of Resistance Welding“ in *The 2nd International Seminar on Advances in Resistance Welding*, Aachen, 2002.
- [93] J. H. Kim, Y. Cho und Y. H. Jang, „Estimation of the weldability of single-sided resistance spot welding“ *Journal of Manufacturing Systems*, Bd. 32, pp. 505 – 512, 2013.
- [94] F.-W. Bach, K. Möhwald, U. Holländer und M. Nicolaus, „Modellierung der Stängelkristallitbildung beim Hartlöten von Kohlenstoffstählen mit Kupfer“ *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, pp. 164 – 168, 2007.
- [95] F.-W. Bach, U. Holländer, K. Möhwald und M. Nicolaus, „Stängelkristallitbildung beim Hartlöten von Stählen sowie Nickel- und Titanlegierungen“ *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, pp. 450 – 454, 2010.
- [96] *DIN EN ISO 17672:2017: Hartlöten – Lote (ISO 17672:2016): Deutsche Fassung EN ISO 17672:2016*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2017.

- [97] W. Müller, *Metallische Lotwerkstoffe: Arten, Eigenschaften, Verwendungen (Mit 104 Bildern, 82 Tabellen und 2 Anhängen)*, Düsseldorf: DVS Verlag, 1990.
- [98] C. Codrean, V. Serban, M. Burca und B. Radu, „EXPERIMENTS REGARDING RESISTANCE SPOT BRAZING OF AUSTENITIC STAINLESS STEELS WITH AMORPHOUS BRAZING ALLOYS“ Politehnica University of Timisoara, Timisoara, 2007.
- [99] V. Serban, C. Codrean, D. Utu und C. Stoian, „Technological Solutions to Reduce Energy Consumption by Obtaining of Advanced Brazing Alloys“ *Selected Topics in Energy, Environment, Sustainable Development and Landscaping (ISBN: 978-960-474-237-0)*, pp. 176 – 181, 2010.
- [100] *DIN EN 10305-2: Präzisionsstahlrohre – Technische Lieferbedingungen – Teil 2: Geschweißte kaltgezogene Rohre; Deutsche Fassung EN 10305-2:2016*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2016.
- [101] *DIN EN 10305-1: Präzisionsstahlrohre – Technische Lieferbedingungen – Teil 1: Nahtlose kaltgezogene Rohre; Deutsche Fassung EN 10305-1:2016*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2016.
- [102] *DIN EN ISO 6892-1: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2019)*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2020.
- [103] *DIN EN 10130:2006: Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2006.
- [104] *DIN EN ISO 5821: Widerstandsschweißen – Punktschweiß Elektrodenkappen (ISO 5821:2009); Deutsche Fassung EN ISO 5821:2009*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [105] Cabotech GmbH, [Online]. Available: <https://cabotech.de/de/tecna/messgeraete/multifunktionsmessgeraet-te-1600.html>. [Zugriff am 15.12.2020].

- [106] KEYENCE CORPORATION, [Online]. Available:  
<https://www.keyence.de/products/measure/laser-1d/il/models/il-100/>.  
[Zugriff am 30 10 2020].
- [107] Harms&Wende, [Online]. Available:  
<http://typo3.p353375.mittwald.info/produkte/pqs-qualitaetssicherung/>.  
[Zugriff am 30 10 2020].
- [108] Mahr GmbH, [Online]. Available:  
<https://www.mahr.de/de/Leistungen/Fertigungsmesstechnik/Produkte/MaSurf---Konturenmessgeraete/XC-2/>. [Zugriff am 15 12 2020].
- [109] *DIN EN ISO 14273:2016-11: Widerstandsschweißen – Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen – Probenmaße und Verfahren für die Scherzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln (ISO 14273:2016)*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2016.
- [110] T. Wanheim und N. Bay, „A Model for Friction in Metal Forming Processes“ Technical University of Denmark, 1978.
- [111] FUJIFILM Corporation, [Online]. Available:  
<https://www.fujifilm.eu/de/produkte/industrieprodukte/prescale/uebersicht>. [Zugriff am 18 10 2019].
- [112] M. Najuch, S. Jüttner und D. Schmicker, „Simulative and experimental investigations on single-sided resistance spot brazing of sheet metal tube connections as an alternative to single-sided resistance spot welding“ *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, Nr. 882, 2020.
- [113] *DIN EN ISO 10447: Widerstandsschweißen – Prüfung von Schweißverbindungen – Schäl- und Meißelprüfung von Widerstandspunkt- und Buckelschweißverbindungen (ISO 10447:2015); Deutsche Fassung EN ISO 10447:2015*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2015.
- [114] M. Weinreich, Hartlöten: Eine Einführung, Düsseldorf: DVS Media GmbH, 2010.

- [115] A. Cunningham und M. Begeman, „A fundamental study of project welding using high speed photography computer“ *Z. Welding Journal, Research Supplement 44, Issue 8*, 1965.
- [116] B. Bozorgian, *Anwendungsgrenzen des Feuerverzinkens für HV-Schrauben großer Abmessungen unter Berücksichtigung der Gefahr flüssigmetallinduzierter Rissbildung*, Darmstadt: Technische Universität Darmstadt, 2017.
- [117] G. Herbsleb und W. Schwenk, „Untersuchungen zur Lotbrüchigkeit hochlegierter Stähle“ *Werkstoffe und Korrosion*, Bd. 28, Nr. 3, pp. 145 – 153, 1977.
- [118] M. Najuch, S. Jüttner, D. Schmicker, A. Krüger und C. Haverland, „Simulation und Implementierung eines thermisch minimalinvasiven Fertigungsprozesses für die Applikation von Wuchtgewichten“ in *5. Fachtagung Sensitive Fertigungstechnik, Hochleistungs-Präzisionstechnologien in einer digitalen und vernetzten Produktion*, Düren, Shaker Verlag, 2020, pp. 93 – 101.
- [119] M. Werdich, *FMEA – Einführung und Moderation*, Berlin: Vieweg + Teubner Verlag, 2012.
- [120] *DIN EN ISO 18279: Hartlöten – Unregelmäßigkeiten in hartgelöteten Verbindungen*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2004.
- [121] *DIN EN 1228: Rohre aus glasfaserverstärkten duroplastischen Kunststoffen (GFK) – Ermittlung der spezifischen Anfangs-Ringsteifigkeit*, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 1996.
- [122] M. Najuch, S. Jüttner und D. Schmicker, „Simulative and experimental investigations on the influence of force during single-sided resistance brazing on sheet metal tube connections as an alternative to single-sided resistance spot welding“ *Journal of Advanced Joining Processes*, 2020.
- [123] *Merkblatt DVS 2915-2:1978-02; Gütesicherung beim Punkt-, Buckel- und Rollnahtschweißen Einsatz von Prozeßkontrolleinrichtungen*, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 1978.