

M. Feldmann¹⁾; W. Bleck²⁾

1) Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen

2) Institut für Eisenhüttenkunde, RWTH Aachen

Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen

Bericht Nr. 157
des Gemeinschaftsausschusses Verzinken e.V.
GAV-Nr. FC 22

Lehrstuhl für Stahlbau und
Leichtmetallbau
RWTH Aachen

Name der Forschungsstelle 1

14545 N / 1

AiF-Vorhaben-Nr.

Institut für Eisenhüttenkunde
RWTH Aachen

Name der Forschungsstelle 2

01.09.2005 bis 28.02.2007

Bewilligungszeitraum

Abschlussbericht

zu dem aus Haushaltsmitteln des BMWi über die



geförderten Forschungsvorhaben

Forschungsthema:

Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen

Forschungsstellen:

Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen
Institut für Eisenhüttenkunde, RWTH Aachen

Aachen, den 31.05.2007

Ort, Datum

Unterschrift des Projektleiters

Forschungsstelle 1

Aachen, den 31.05.2007

Ort, Datum

Unterschrift des Projektleiters

Forschungsstelle 2

Forschungsthema:	Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen
Vorhaben.-Nr.:	14545 N / 1
Dauer des Forschungsvorhabens:	01.09.2005 bis 28.02.2007
Berichtszeitraum:	01.09.2005 bis 28.02.2007

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	5
1 Einleitung und Problemstellung	6
2 Ziel des Projektes	7
3 Stand der Kenntnisse zur flüssigmetallinduzierten Rissbildung	8
3.1 Stand der Literatur	8
3.2 Stand der Kenntnisse aus der aktuellen Problematik	15
4 Vorgehensweise	17
5 Kleinteilversuche	20
5.1 Zielsetzung bei der Entwicklung geeigneter Kleinteilversuche	20
5.1.1 Probenform	21
5.1.2 Versuchsaufbau	22
5.2 Versuchsprogramm.....	23
5.2.1 Datenerfassung	23
5.2.2 Maschinenregelung	23
5.2.3 Probenvorbereitung	23
5.2.4 Zinklegierungen	23
5.2.5 Stahl.....	24
5.3 Ergebnisse	25
5.3.1 Versuchsergebnisse	25
5.3.1.1 Lastwerte	25
5.3.1.2 Aufweitungswerte	29
5.3.2 Metallographische Untersuchung der Rissspitze.....	33
5.4 Zusammenfassung der Kleinprobenversuche und Diskussion der Messergebnisse	37
6 Simulation der Kleinprobenversuche zur weiteren Auswertung	39
6.1 Das numerische Modell	39
6.1.1 Thermische Berechnung.....	39
6.1.2 Mechanische Berechnung	40
6.1.3 Dimensionierung der Probengeometrie	40
6.2 Ergebnisse der Simulationen und weitere Auswertung der Kleinprobenversuche ..	41
6.2.1 Weitere Auswertung der Werkstoffe A, B und C und mit Hilfe der Simulationen	43
6.2.2 Weitere Auswertung der Werkstoffe A, B, C, D und E mit Hilfe der Simulationen	45
6.2.2.1 Einfluss der Zinkschmelzenzusammensetzung.....	46

6.2.2.2	Einfluss des Stahls	47
6.2.3	Weitere Untersuchungen zum Einfluss der Dehnraten.....	47
7	Großversuche	49
7.1	Versuchsserie 1	49
7.1.1	Ergebnis der Probetauchung aus Versuchsserie 1	50
7.2	Versuchsserie 2	51
7.2.1	Ergebnis der Probetauchungen aus Versuchsserie 2	52
7.2.2	Vergleich der Zinkschmelzen aus den Versuchsreihen 1 und 2.....	53
7.3	Versuchsreihe 3	54
7.3.1	Ergebnis der Probetauchungen aus Versuchsserie 3	57
7.4	Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse.....	59
8	FE-Simulationen von Bauteildetails	61
8.1	Simulation zweier Großproben zur Modelkalibrierung	61
8.1.1	Materialparameter.....	61
8.1.2	Berechnungsergebnis Versuch 1/2.....	61
8.1.3	Berechnungsergebnis Versuch 3/4.....	62
8.1.4	Ergebnis der Kalibrierungsberechnungen	63
9	Simulation von Beanspruchungszuständen aus Fertigung und Eintauchprozess, Parameterstudie.....	64
9.1	Simulation der Einwirkungen des Schweißens auf den Stahl.....	64
9.2	Simulation der Einwirkungen des Verzinkens.....	66
9.2.1	Bestimmung der Beanspruchungen an ausgewählten Konstruktionsdetails	66
9.3	Parameterstudie.....	68
9.3.1	Bestimmung des Einflusses verfahrenstechnischer Parameter auf den Beanspruchungszustand.....	70
10	Erkenntnisgewinn und daraus resultierende Empfehlungen.....	74
11	Zusammenfassung.....	76
11.1	Wirtschaftliche Bedeutung für kleine und mittlere Unternehmen	76
11.2	Veröffentlichungen	77
11.3	Förderung des Forschungsvorhabens	77
12	Literatur.....	78

Zusammenfassung

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurden Untersuchungen zu den Ursachen und Hintergründen von Risserscheinungen beim Feuerverzinken durchgeführt, die insbesondere bei großen Stahlbauteilen höherer Festigkeiten in letzter Zeit gehäuft anzutreffen waren.

Die Vorgehensweise sah dabei folgende Arbeitsschritte vor:

- Erstellung einer Schadensdatenbank
- Ermittlung der Beanspruchungszustände des transienten Eintauchprozesses und des Schweißprozesses mit Hilfe der Finiten – Elemente – Methode
- Bestimmung Beanspruchbarkeiten des Grundwerkstoffs unter verschiedenen flüssig-heißen Zinklegierungen in Kleinteilversuchen
- Kalibrierung anhand von Großteilversuchen.

Das Untersuchungsprogramm schließt mit der Zusammenstellung der Projektergebnisse und den daraus abgeleiteten Empfehlungen hinsichtlich der zu wählenden Material-, Konstruktions- und Verzinkungsparameter für ein zukünftig sicheres Feuerverzinken großer Stahlbaukonstruktionen.

Neben den so abgelieferten Ergebnissen sind hier erstmals neue Methoden und daraus Ergebnisse bei der Erforschung des Rissphänomens angewandt worden:

- Die Einführung der Ermittlung von $\sigma(t) - \varepsilon(t)$ – Zuständen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Dazu mussten neben der Beherrschung der Simulationstechnik auch die Zusammenhänge der an der Grenzschicht Stahl-Zinkschmelze herrschenden instationären Schmelze- und Erstarrungszustände auf geeignete Wärmeübergangszahlen projiziert werden.
- Die Entwicklung eines neuen Versuchsaufbaus mit so genannten LNT – Proben, mit dem es erstmals möglich ist, beliebige Spannungs – Dehnungs – Zustände unter flüssig-heißen Zinklegierung im Stahl labormäßig einzustellen, insbesondere auch zeitabhängige, so dass die Rissneigung in Abhängigkeit von verschiedenen Legierungszusammensetzungen, Stählen etc. für beliebige Details im Stahlbau ermittelt werden kann.
- Mit Hilfe der gewonnenen Ergebnisse sowohl auf Seiten der Beanspruchung und als auch auf Seiten der Beanspruchbarkeit wird ein Weg aufgezeigt, den Grenzzustand während des Verzinkungsprozesses zu beschreiben und zu beherrschen.
- Zur konkreten Ausfüllung des Konzeptes mit definierten Grenzwerten bedarf es aber noch weiterer Forschungstätigkeiten, insbesondere um das weitläufige und durch gegenseitige Abhängigkeiten geprägte Parameterfeld abzudecken.

1 Einleitung und Problemstellung

Stahlhochbauten sind insbesondere dann sehr wirtschaftlich und nachhaltig, wenn sie feuerverzinkt werden. Überzüge aus Zink garantieren in der Regel einen sehr widerstandsfähigen Korrosionsschutz, der meist über mehrere Jahrzehnte hinweg ohne Ausbesserung oder Erneuerung einwandfrei funktioniert. So hat die feuerverzinkte Stahlbauweise in den letzten 15 Jahren z.B. bei Parkhäusern, die bekanntlich hohen Korrosionsbelastungen ausgesetzt sind, im Anlagenbau und in vielen anderen Bereichen wesentliche Marktanteile erobern können. Auch bietet das Feuerverzinken ästhetisch- optische Vorteile, die es zur bevorzugten Wahl bei Architekten und Bauherren werden lassen.

Den wirtschaftlichen und technischen Einsatzbereichen von feuerverzinkten Stahlbauteilen waren bzw. sind jedoch Randbedingungen gesetzt, denn

- die maximale Bauteilgröße wird durch die Zinkkesselabmessungen bestimmt und ist deshalb begrenzt,
- die Zinkschichtdicke wird durch die Bauteildicke und den Si-P- Gehalt des Stahls bestimmt und war deswegen insbesondere bei größeren Bauteilen eine schwer regelbare Größe,
- bei Einsatz von höherfesten Stählen herrscht eine Meinung, dass die Neigung zur Rissbildung durch den Feuerverzinkungsprozess ansteigt.

Um die Einsatzgebiete des feuerverzinkten Stahlbaus zu erweitern, sind bei der Verzinkungsindustrie in der Vergangenheit folgende Entwicklungen ergriffen worden:

- Vermehrter Einsatz von großen Kesselabmessungen von bis zu häufig 17,0 m bis 18,0 m Kessellänge, um große und komplexe Bauteile verzinken zu können.
- Optimierte Verfahrensabläufe und Logistik in der gesamten Prozesskette.
- Kontrolle der Schichtdicke und Schichtoptik durch veränderte Legierungszusammensetzung der Zinkschmelze etwa ab dem Jahre 2000.

Die Stahlbau- und Verzinkungsindustrie musste jedoch Rückschläge hinnehmen, da ab ca. 2000 vermehrt Risschäden, die mit dem Feuerverzinken in Zusammenhang stehen, aufgetreten sind [41][42]. Diesem Problem der Rissbildung, ihrer Entstehung und Vermeidung insbesondere bei großen Stahlbaukonstruktionen, auch vor dem Hintergrund der Verwendung hochfester Baustähle, widmet sich der nachfolgende Forschungsbericht.

2 Ziel des Projektes

Das Ziel des Forschungsprojektes 14545 N / 1 ist es, die Ursachen und Mechanismen der Rissbildung beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen sowie die Riss begünstigenden Umstände, die bei Konstruktion, Fertigung und Verzinkung großer Stahlkonstruktionen auftreten können, zu erforschen. Damit sollen die Voraussetzungen geschaffen werden, Rissbildung beim Feuerverzinken vornehmlich großer Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen zu vermeiden.

Zur Klärung der vorliegenden Belastungen, die zur Rissentstehung und zum Risswachstum führen, werden an ausgewählten Konstruktionen unter Verwendung von neuen Versuchstechniken und Finite Element-Simulationen derartige Beanspruchungszustände modelliert und simuliert.

Anhand dieser Modelle sollen diejenigen Parameter bestimmt werden, die die Rissentstehung und das Risswachstum begünstigen. Basierend auf den Erkenntnissen, die an ausgewählten Konstruktionen gefunden wurden, sollen – so weit wie es möglich sein wird – Angaben für Konstruktion, Fertigung und Verzinkung gemacht werden, mit denen man große Stahlkonstruktionen verzinken kann.

3 Stand der Kenntnisse zur flüssigmetallinduzierten Rissbildung

Das Phänomen der Flüssigmetallversprödung bzw. der flüssigmetallinduzierten Spannungsrisskorrosion ist seit langem in seiner prinzipiellen Form bekannt. Obgleich seit den 50er Jahren immer wieder vereinzelt Untersuchungen auf dem Gebiet der Rissbildung beim Feuerverzinken durchgeführt worden sind und es auch Hinweise zu den Rissursachen gegeben hat, hat eine gesamtheitliche Erforschung der Rissursachen bis hier gefehlt. Auch herrscht der zur Zeit große Nachteil, dass existierende Normen und Regeln [3][4][5][8] mögliche Rissbildungen beim Feuerverzinken so gut wie nicht behandeln. Nach dem angesprochenen Auftreten von gehäuft massiven Risschäden sind Richtlinien in Deutschland und Großbritannien erschienen [6][7], die jedoch nach wie vor unzureichend sind.

Der bisherige Forschungsstand auf dem Gebiet der Rissbildung beim Feuerverzinken wird nachfolgend kurz dargestellt.

3.1 Stand der Literatur

In der Literatur sind vielfältige Kombinationen von Festmetall, Flüssigmetall, Temperatur und Spannung beschrieben, bei denen Flüssigmetallversprödung bzw. Spannungsrisskorrosion beobachtet oder untersucht worden ist [21-30]. Über die allgemeine Beschreibung des Phänomens hinausgehend wird häufig versucht, eine tiefere Erklärung der Ursachen der Risskorrosion zu liefern, was je nach Stoffsystem mehr oder weniger ausführlich durchgeführt worden ist. So sind Spannungsrisskorrosionssysteme von Aluminiumlegierungen unter Angriff von flüssigem Quecksilber, Lithium, Gallium, Zinn, Zink, Blei etc. umfangreich in der Literatur dargestellt [27-30]. Allen Untersuchungsergebnissen ist gemeinsam, dass die Ursachen der Flüssigmetallversprödung in

- der chemisch-physikalischen Affinität des Flüssigmetalls mit dem Festmetall bei jedoch
- begrenzter Löslichkeit des Flüssigmetalls in der Gitterstruktur des Festmetalls sowie
- einem niedrig schmelzenden Eutektikum in den (wenn vorhanden) Legierungsbestandteilen des Flüssigmetalls

gesehen werden, welche nach Benetzung der Festmetalloberfläche durch das Flüssigmetall den Korngrenzenangriff, sowie die Korngrenzendiffusion und –auftrennung, u. U. in Abhängigkeit von der Höhe von anliegenden Spannungen, verursacht. Das Literaturstudium zeigt, dass in der Vergangenheit bei der Erforschung des Phänomens ein Schwerpunkt auf der Entwicklung von neuen Aluminiumlegierungen lag, bei denen die temperatur- und zeitabhängigen Korngrenzenstabilitäten herauszufinden waren.

Beispielsweise wurde Flüssigmetallversprödung von *Hancock* und *Ives* am System einer Kupfer-Aluminiumlegierung unter Angriff von flüssigem Quecksilber untersucht [30]. Hier wurde für dieses Stoffsystem gezeigt, dass in Anwesenheit des flüssigen Metalls Plastizierungen ablaufen müssen, um den Spannungsrisskorrosions-Mechanismus zu aktivieren. Ein Ergebnis ist beispielhaft in Bild 3-1 dargestellt.

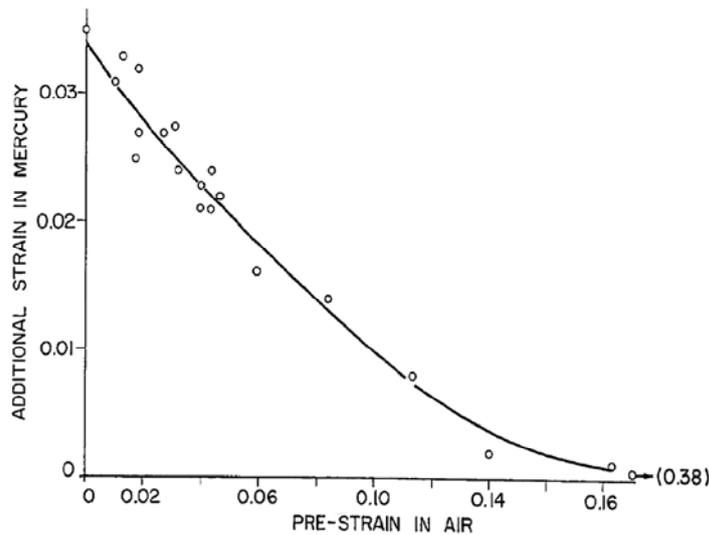


Bild 3-1: Einfluss der plastischen Vorverformung auf die bruchauslösende Zusatzdehnung i. flüssigem Quecksilber, [30]

Jedoch nicht alle Systeme erfordern eine plastische Dehnung vorab oder während der Benetzung mit Flüssigmetall. Manche Systeme wie z.B. Aluminium unter flüssigem Quecksilber oder Aluminiumlegierungen unter flüssigem Gallium (eutektischer Temperaturpunkt bei Al-Ga: 22°C) können ohne weitere mechanische Belastung mehr oder weniger spontan stark verspröden [27].

Weniger ausführlich sind die Literaturangaben für Baustahl. Einige Untersuchungen zu dem versprödehenden Einfluss verschiedener Flüssigmetalllegierungen sind durchgeführt worden, bei denen der Effekt sehr ausgeprägt sein kann. In Bild 3-2 ist am Beispiel eines AISI 4130-Stahls unter Angriff von flüssigem Lithium bei 200°C der Zusammenhang zwischen der aufgebrachten Spannung und der Zeit bis Rissinitiierung dargestellt [27]. Hier ist gut zu erkennen, dass bei diesem System der Mechanismus der Spannungsrissskorrosion teils in wenigen Sekunden ablaufen kann.

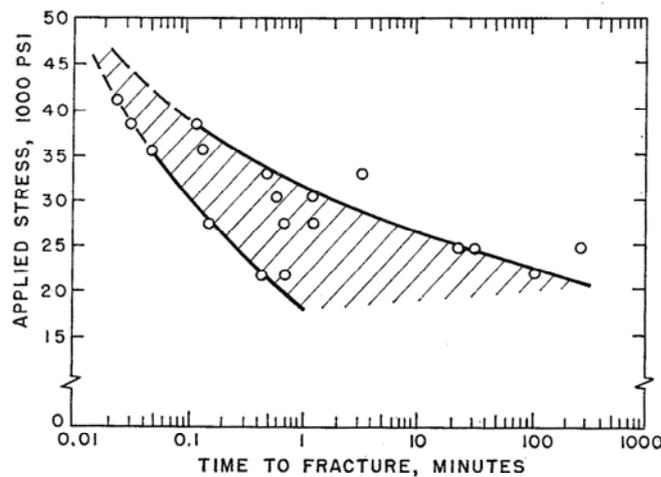


Bild 3-2: Zusammenhang zwischen Spannung und Versagenszeitpunkt eines AISI 4130 Stahls unter Angriff von flüssigem Lithium bei 200°C, [27]

Untersuchungen zum Versprödungsverhalten von Baustählen unter flüssigem Zink (oder Zinklegierung) sind in der Vergangenheit beginnend in den 1930er Jahren durchgeführt worden. Einige werden im Folgenden kurz vorgestellt. Die Untersuchungen zur Rissbildung beim Feuerverzinken sind nur gestreut zu finden, d.h. es fehlt eine gesamtheitliche Betrachtung von mechanischer Belastung und Materialwiderstand. So sind im Laufe der letzten 70 Jahre nur wenige diesbezügliche Projekte durchgeführt worden, die insbesondere aufgrund der zeitlichen Abstände keine Kontinuität aufkommen ließen. Gründe für die nur sporadisch anzutreffenden Ergebnisse sind darin zu sehen, dass lange Zeit die Legierungstechnologie in etwa unverändert blieb, Schäden häufig nur im Zusammenhang mit Rissbildung an Verzinkungskesseln behandelt wurden und Risschäden an Bauteilen zwar vereinzelt auftraten, aber vor allen Dingen als sicherheitstechnisch beherrschbar angesehen wurden.

Bereits 1939 machten *Rädeker* und *Haarmann* darauf aufmerksam, dass ein möglicher Angriff von Zinkschmelzen auf Stahl sich in Form von „flächiger Abtragung, Lochfraßbildung und Korngrenzenzerstörung“ äußern kann [40].

Rädeker führte weiter in den 1950er Jahren im Hinblick auf Rissbildung bei Verzinkungskesseln systematische Untersuchungen durch [31]. Mittels Zugversuchen in flüssigem Zink konnte er den phänomenologischen Zusammenhang zwischen einer konstant anliegenden Spannung und der Inkubationszeit (d.h. Zeit bis Auftreten von Rissen) nachweisen.

Die Zugversuche waren derart aufgebaut, dass um die eigentliche Zugprobe ein kleiner Behälter angebracht und mit flüssigem Zink befüllt wurde, siehe Bild 3-3. Nachdem die Schmelze erstarrt und abgekühlt war, wurde die Probe spannungslos in die Prüfmaschine eingebaut. Anschließend wurde das Zink wieder aufgeschmolzen und dann die Zugspannung aufgebracht. Die bis zum Bruch der unter konstanter Last stehenden Probe vergangene Zeit wurde notiert. In Bild 3-4 sind die an so genanntem Thomas-Bandstahl erzielten Ergebnisse bei Zinkschmelzentemperaturen von 425°C und 500 °C dargestellt. Es existiert eine temperaturabhängige Grenzspannung, unterhalb der offensichtlich kein Bruch auftritt.

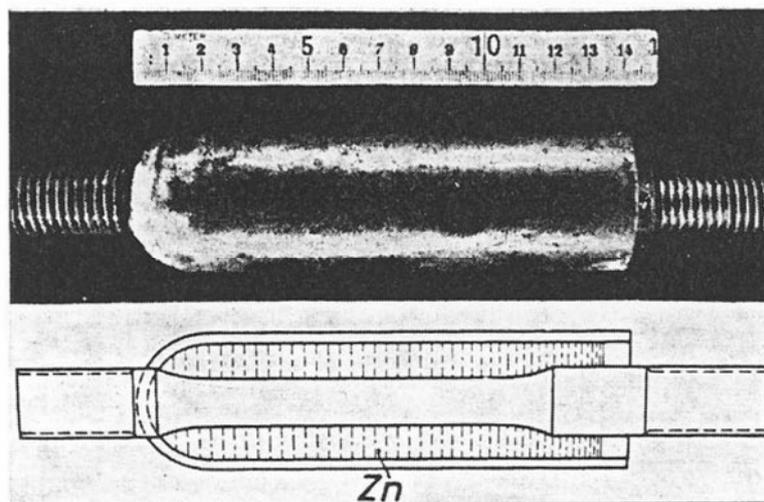


Bild 3-3: Zugprobe nach *Rädeker*, [31]

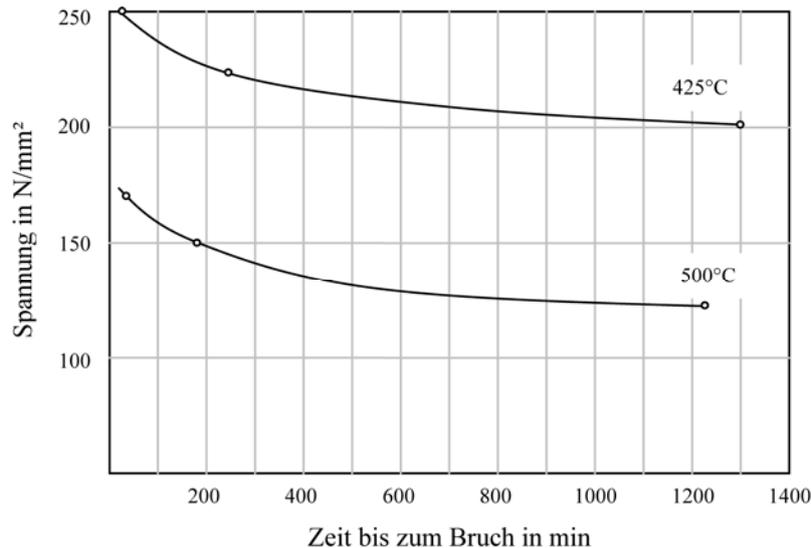


Bild 3-4: Abhängigkeit der Lebensdauer von Zugproben in flüssigem Zink von der mechanischen Beanspruchung und der Temperatur, [31]

Die Versuche von *Rädeker* wurden in Hinblick auf die Durchbruchneigung von industriellen Verzinkungskesseln durchgeführt und waren deswegen an die Randbedingungen von Verzinkungskesselstählen angepasst. Dort entstehen Spannungen etwa in der Höhe der temperaturabhängigen Streckgrenze des eingesetzten niedrigfesten Stahls bei gleichzeitigem Flüssigmetallangriff einer Zinkschmelzenlegierung. Zur Erklärung von Rissen am Verzinkungsgut während des Verzinkungsprozesses können die Ergebnisse nur bedingt herangezogen werden. Dennoch sieht man hier bereits eine Abhängigkeit der Verzinkungsdauer bis Anriss von Spannung und Temperatur, allerdings wurden Aussagen über durchgeführte plastische Dehnungen und insbesondere über den Legierungsgehalt der Schmelze nicht gegeben. Bemerkenswert ist jedoch, dass bei diesen Versuchen unter Anliegen von Spannungen vermutlich in Höhe der Kaltstreckgrenze, was bei 425 °C plastische Dehnungen zur Folge hat, Inkubationszeiten auftreten, die durchaus üblichen Tauchzeiten von (zumindest dickwandigeren) Stahlkonstruktionen entsprechen (20 min. bis 40 min.).

Rissbildung beim Verzinken kann also einerseits beim oder nach dem Eintauchen und andererseits beim Verweilen in der Schmelze entstehen, wobei beim Eintauchen höhere plastische Dehnungen zur Rissauslösung wegen der kurzen transienten Zeiträume erforderlich sind als während der Verweildauer. Insbesondere zur Erforschung der erforderlichen Dehnungsgrößen zur Rissbildung beim Eintauchen geben die unter den mehr oder weniger stationären Bedingungen von Zinkkesseln abgeleiteten Ergebnisse keine weiteren Aussagen. Denn beim oder nach dem Eintauchen von Verzinkungsgut erfolgt die Spannungs-Dehnungsentwicklung gleichzeitig mit dem Benetzen der „unbedeckten“ Stahloberfläche durch die Zinkschmelze und dem Phasenaufbau des Zinküberzugs. Bei den Versuchen von *Rädeker* wurde jedoch die Zugprobe zunächst verzinkt und erst anschließend einer mechanischen Spannung unter korrosiver Schmelze ausgesetzt. Der Angriff der Schmelze erfolgte dementsprechend erst durch Diffusion durch eine bereits aufgewachsene Zinkschicht.

Nieth entwickelte Anfang der 1960er Jahre die Zugversuche weiter und konnte den direkten Angriff der Zinkschmelze auf eine unter Zugspannung stehende „freie“, also noch nicht verzinkte Oberfläche untersuchen [32]. Hierfür setzte er die Zugprobe vor dem Kontakt mit der flüssigen Zinkschmelze einer Zugspannung aus, anschließend wurde der Laborkessel, in dem sich die Zugprobe unter Spannung befand, mit flüssiger Zinkschmelze befüllt, siehe [Bild 3-5](#). Die anliegende Spannung wurde während der Verzinkungsdauer konstant gehalten. Bei den

untersuchten Werkstoffen handelte es sich um einen unberuhigten Thomas-Stahl „ThSt 37“ sowie einen beruhigten Siemens-Martin-Stahl „MRSt 60“. In beiden Fällen wurden glatte wie auch „gekerbte“ Proben bei unterschiedlichen Spannungen untersucht, die Zeit bis zum Bruch wurde notiert. Weitere Angaben über die geometrischen und metallurgischen Parameter fehlen, insbesondere liegen auch hier keine Angaben über die Legierungszusammensetzung der Schmelze vor.

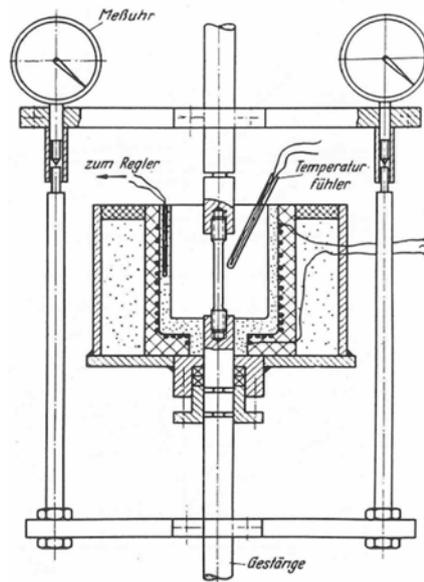


Bild 3-5: Versuchsaufbau nach Nieth [32]

Wie in [Tabelle 3-1](#) dargestellt ist, trat in diesen Untersuchungen bei vier Proben der Bruch innerhalb von 6 Minuten auf, was im Hinblick auf übliche Verzinkungszeiten auch geringerer Blechdicken im Stahlbau von Interesse ist. Gleichwohl ist auch hier zu vermuten, dass entsprechende plastische Dehnungen stets aufgetreten sind, über die jedoch keine Informationen gegeben werden.

Tabelle 3-1: Versuchsergebnisse von Nieth [32]

Stahl	Probenform	Spannung [N/mm ²]	Zeit bis Bruch
TU St 37	„ungekerbt“	250	6 min
	„gekerbt“	330	70 s
MR St 60	„ungekerbt“	510	5 min
	„gekerbt“	400	3,5 min

Die Versuche bestätigen den bereits von *Rädcker* aufgezeigten Zusammenhang von anliegender Spannung und der Inkubationszeit (Zeit bis zum Bruch). Des Weiteren wird deutlich, dass ein direkter Angriff der Schmelze auf das Stahlsubstrat (d.h. die Bauteiloberfläche) ohne vorherige Phasenbildung im Vergleich zu dem durch den Diffusionsprozess gesteuerten langsameren Angriff zu einer signifikanten Reduzierung der Inkubationszeiten führte (Vergleich für 250 N/mm²: 6 Minuten gegenüber ca. 40 Minuten bei vergleichbarem Stahl). Auch in Abhängigkeit vom Beruhigungszustand des Stahls können Aussagen abgeleitet werden. Die Versagenszeit eines unberuhigten Stahls unter hohen Spannungen lag im Bereich von

verzinkungstechnologisch üblichen Dauern. Bei einem beruhigten Gefüge hingegen musste die Spannung entweder deutlich erhöht oder durch das Einbringen einer (allerdings nicht weiter beschriebenen) Kerbe eine örtliche Spannungsspitze erzeugt werden, um in diese Zeiträume zu gelangen. Vor dem Hintergrund, dass die heutigen Baustähle einen in der Regel beruhigten oder doppelt beruhigten Zustand aufweisen, sind die Ergebnisse nur als Ausgangspunkt weiterer neuerer Forschungen zu sehen, nicht jedoch als ausreichend zu bewerten. Speziell fehlen wichtige Angaben zur Legierungszusammensetzung, Kerbgeometrie, plastischer Dehnung etc.

Als wichtiges Indiz zur Erklärung des Schadensmechanismus wies *Nieth* jedoch nach, dass die durch den Temperatureinfluss sich weiter entwickelnde Dehnung der Probe unter gleichwohl konstanter Last die sich bildende Zinkschicht an der Probenoberfläche regelmäßig aufreißen lässt, siehe Bild 3-6.

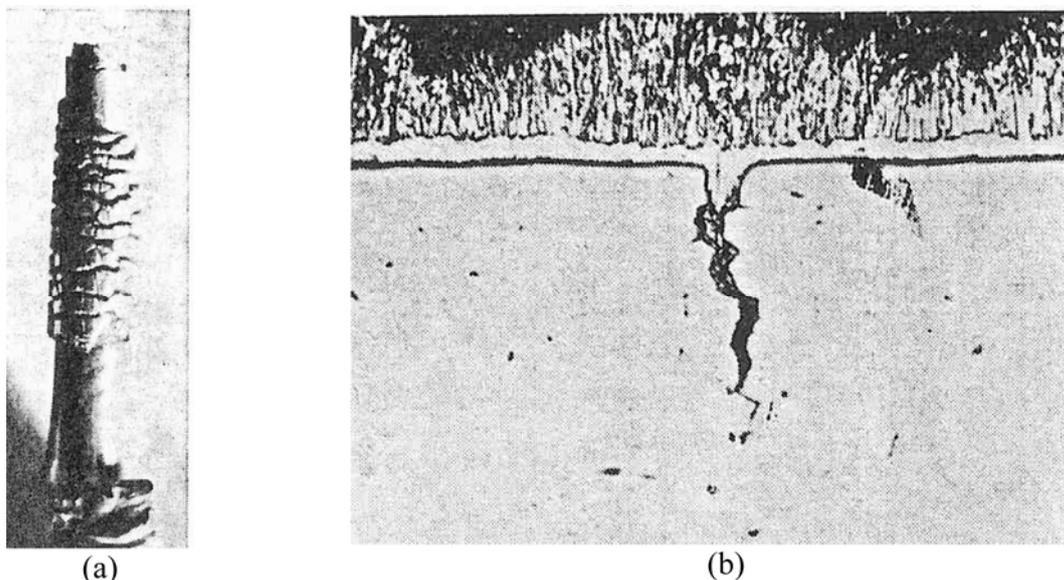


Bild 3-6: Aufreißen der unter konstanter Last stehenden Zinkschicht bis ins Grundmaterial der Probe: (a) gebeizte Probe; (b) Mikroskopie, aus [32]

Hierdurch kann flüssiges Zink wieder an die Stahloberfläche vordringen, was wiederum an diesen Stellen eine lokal begrenzte, verstärkte Eisen-Zink-Reaktion hervorruft, die überdies auf einen durch die anliegende Spannung und durch den Schichttriss bedingten erhöhten (evtl. bereits plastischen) Dehnungszustand trifft. Die fortdauernde Gesamtdehnung der Probe führt zu einem weiteren Aufreißen der Zinkschicht und einem Nachströmen flüssiger Zinkschmelze, was eine sich erhöhende Schädigung des Grundwerkstoffs nach sich zieht. Wie sich die Art und Kompaktheit der intermetallischen Phasen, insbesondere in Abhängigkeit vom Siliziumgehalt des Stahls und den Legierungsgehalten der Zinkschmelze auf rissaufbrechende oder rissüberbrückende Eigenschaften des Zinküberzugs genau auswirken, bleibt offen.

Die Ende der 1970er Jahre durchgeführten Untersuchungen an der TU Clausthal, siehe [33] und [34], basieren ebenfalls auf dem Aufbau und Ablauf derjenigen von *Rädeker* [31]. Als Versuchsparameter wurde hier (erstmalig) die Art der flüssigen Schmelze („Betriebschmelze“, Reinzink, Blei) sowie die anliegende Dehnrates im Bereich relativ kleiner Werte zwischen $\dot{\epsilon} = 4 \cdot 10^{-6} \text{ 1/s}$ und $\dot{\epsilon} = 8 \cdot 10^{-9} \text{ 1/s}$ variiert. Wie Tabelle 3-2 zeigt, ist nur bei einem geringen

Teil der untersuchten Proben Versagen aufgetreten, wobei die Versuchszeit auf maximal 250 h festgelegt wurde.

Tabelle 3-2: Versuchsergebnisse der TU Clausthal, aus [33]

Zinkschmelze	Dehnrates	Versuchszeit [h]				
	[1/s]	1	2	3	4	5
Betriebsschmelze	$8 \cdot 10^{-9}$	250	250	250	250	-
	$8 \cdot 10^{-8}$	250	250	250	250	-
	$8 \cdot 10^{-7}$	72,5	147	250	250	250
Reinzink	$8 \cdot 10^{-8}$	250	250	250	250	250
	$8 \cdot 10^{-7}$	250	250	250	250	-
	$4 \cdot 10^{-6}$	2	250	2	48	-

Auch aufgrund der geringen Probenanzahl lassen die Ergebnisse keine eindeutige Schlussfolgerungen zu. Angaben zur Bruchdehnung unter flüssigem Zink fehlen jedoch, so dass keine Korrelation zwischen Bruchdehnung und Dehnrates hergestellt werden kann. Interessant ist auch, dass bei diesen Untersuchungen ein sägezahnförmiges Profil von Zink-Eisen-Phasen beobachtet wurde, siehe [Bild 3-7](#), was mit einem Einreißen der Phasenstruktur durch Dehnungsbeanspruchung erklärt werden kann. Dies deckt sich mit den vorerläuterten Beobachtungen von *Nieth* [32] über die Anrissbildung durch Aufreißen der Zinkschicht.

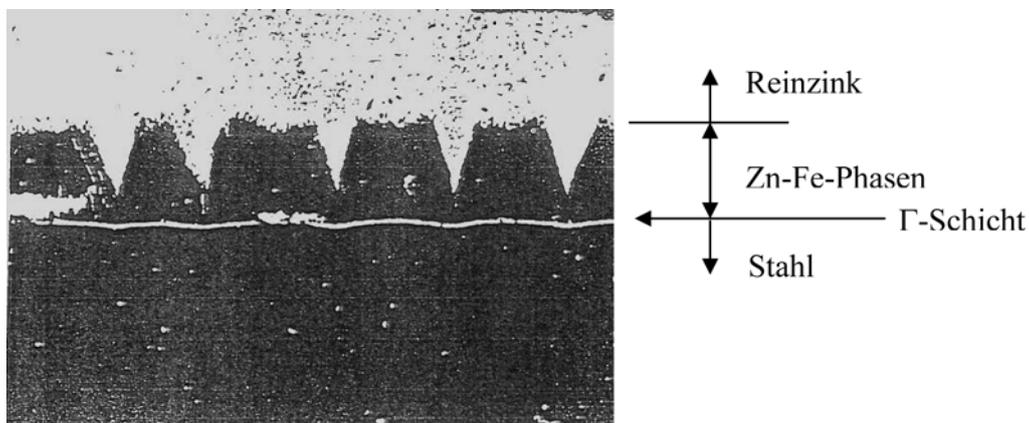


Bild 3-7: Sägezahnförmiges Profil von Zink-Eisen-Phasen (Aufreißen), aus [33]

Hinzuzufügen ist, dass die Untersuchungen an siliziumarmen Stählen durchgeführt worden sind. Der Einfluss des Siliziumgehalts auf die Aufreißenneigung von bereits sich gebildeten intermetallischen Phasen unter Dehnrates ist bisher nicht geklärt. Der Effekt des Aufreißen könnte mit dem Siliziumgehalt in Zusammenhang gebracht werden, da der Silizium- (und Phosphor-) Gehalt des Stahls die Kompaktheit, Struktur und das Wachstum der intermetallischen Phasen steuert [35,36,37], kausale Erklärungsmodelle fehlen jedoch.

Des Weiteren sind in den 1990er Jahren Forschungsarbeiten zur Rissbildung beim Feuerverzinken durchgeführt worden [38,39], die jedoch ohne konkretes Ergebnis beendet worden sind.

Zusammenfassend zeigt sich, dass auf dem Gebiet der Rissbildung beim Feuerverzinken in den letzten Jahrzehnten nur punktuell geforscht worden ist. Die maßgeblichen Einflussfaktoren auf der Einwirkungs- und Widerstandsseite sind jedoch nicht zusammenhängend geklärt.

3.2 Stand der Kenntnisse aus der aktuellen Problematik

Insbesondere an Bauwerken, die mit Zinkschmelzen verzinkt worden sind, die neben den normalerweise in Deutschland anzutreffenden Bleisättigungsanteilen planmäßig weitere signifikante Anteile an Zinn und Wismut aufwiesen, sowie aus Baustählen mit Festigkeiten ab 355 N/mm^2 (aber auch teilweise mit geringeren Festigkeiten) hergestellt worden sind, sind nun vermehrt Risschäden festgestellt worden [1][2], die häufig auch ernste Ausmaße annehmen können, siehe Bild 3-8.



Bild 3-8: Beispiele für Risschäden beim Feuerverzinken

Die durch die geänderte Zinkbadzusammensetzung beförderte flüssigmetallinduzierte Spannungsrisbildung tritt gehäuft in den Stegen schlanker, hoher Profile, in den Knotenbereichen von Fachwerken, aber auch in den von Eigenspannungen beeinflussten Umgebungsbereichen von Schweißnähten, mit zunehmender Tendenz bei großen Blechdicken auf. Weiter scheinen Oberflächenzustände (Eigenspannungen, Gefüge, Rauigkeit) von Brennschnitten, Bohrungen und Stanzungen einen Einfluss haben.

Die Risse sind häufig sehr lang. Nicht nur Schweißnähte oder die WEZ sind betroffen, sondern die Risse können auch im Grundmaterial starten, und meistens enden sie dort.

Dabei ist für die Schäden festzustellen, dass das Material die Anforderungen an die Werkstoffkennwerte der Festigkeit, der Bruchdehnung, der Zähigkeit und der chemischen Zusammensetzung erfüllt, zum Teil sogar sehr gut erfüllt. Gleichwohl lässt sich erkennen, dass Stähle mit niedriger Kerbschlagarbeit (deren Gründe vielfältig sein können) und auch kalt umgeformte Stähle eine größere Neigung zur LME beim Feuerverzinken besitzen.

Die energiedispersive Analyse im Rasterelektronenmikroskop REM-EDX der Risse, siehe Bild 3-9, ergibt folgenden, häufig festzustellenden Befund:

- Die Rissufer sind mit Zinkphasen belegt und die Risse sind bis in die Rissspitze mit fremden Metall gefüllt.
- Die Risse verlaufen in der Regel interkristallin, die Vorgänge der Fremdmetalleindringung werden über Korngrenzendiffusion initiiert.
- Die Rissspitzen der tiefen, verästelten Haupt- und Nebenrisse zeigen eine starke Aufkonzentration der niedrigschmelzenden Begleitelemente Zinn (Sn), Blei (Pb) und Wismut (Bi), die in der Folge der Eisen-Zink- Reaktionen im Riss sich immer weiter aufkonzentrieren und durch ihre hohe Benetzungsfähigkeit (insbesondere Zinn) und Oberflächenspannungsverhältnisse im flüssigen Zustand in der Lage sind, weiter zwischen die Korngrenzen zu gelangen.
- Insbesondere bei Schadensfällen mit Zinn- legierten und Zinn- Blei- legierten Schmelzen findet man neben den großen Rissen auch kleine, nicht tiefgehende Oberflächenrisse, die weitere Aufschlüsse über den Rissinitiiierungsvorgänge bei diesen Legierungen geben. In diesen Oberflächenrisse lässt sich nämlich i. w. verstärkt Zinn (Sn) als z.B. Blei, wiederum in hoher Aufkonzentration, finden. Hier liegt nahe, dass im Zusammenhang mit der Rissinitiiierung das niedrigschmelzende Element Zinn mit niedriger eutektischer Temperatur bereits zu den Zeiten der Zinkschmelzenerstarrung an der Oberfläche des Stahls korrosiv wirkt oder während der Bildung der ersten intermetallischen Phasen an die Stahloberfläche in konzentrierter Form gelangt.

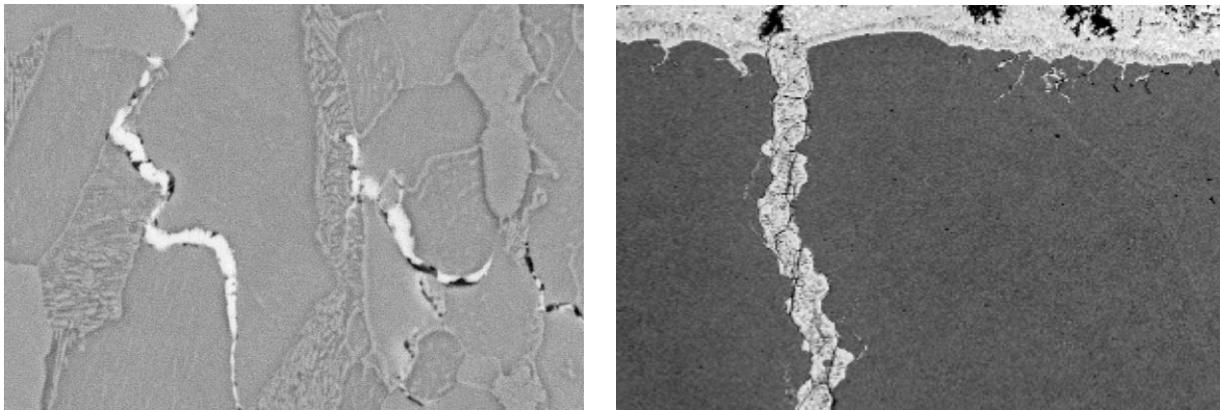


Bild 3-9: Fremdmetallgefüllte Rissspitze eines Hauptrisses; Hauptriss mit Nebenrisse an der Oberfläche

4 Vorgehensweise

Wie aus Kapitel 3 deutlich wird, spielen viele Faktoren für die Rissbildung beim Feuerverzinken eine Rolle. Vergangene Forschungsansätze scheiterten nicht zuletzt auch daran, dass zu wenig Parameter in das Blickfeld der Untersuchungen gerückt worden sind. In der Tat verlangt die Problematik eine breite und interdisziplinäre Herangehensweise. Folgende Eingangsfragstellungen helfen, die offensichtlich einsprechenden Aspekte der Rissbildung beim Feuerverzinken zu sortieren:

1. Was sind rissanfällige Konstruktionsdetails und wie groß sind die einwirkenden mechanischen Beanspruchungen in Form von Spannungen und Dehnungen?
2. Woher entstammen die jeweiligen Spannungs-Dehnungszustände, wann und unter welchen Umständen treten sie auf und welche Faktoren beeinflussen sie?
3. Welchen Einfluss nimmt die Zinklegierung dabei auf die Rissanfälligkeit des Materials, welche Elemente sind hier in welchem Ausmaß wirksam?
4. Welche Rolle spielt die Verzinkungsdauer und in welchem Ausmaß?
5. Wie groß sind Materialeinflüsse, sind insbesondere Einflüsse aus der Festigkeit, der Zähigkeit, des Gefügestandes oder der chemischen Zusammensetzung vorhanden, und wenn ja, in welchem Ausmaß äußern sie sich?
6. Welchen Einfluss besitzen Fertigungsaspekte?

Gegenläufige Effekte können das Auftreten von Rissbildung unterdrücken, gleichläufige Effekte hingegen können das Auftreten von Rissbildung verstärken. Es wird klar, dass der Zustand des Bauteils zum Zeitpunkt der Rissbildung möglichst genau erfasst werden muss (Grenzzustand des Versagens infolge Rissbildung, Ultimate Limit State ULS). Dies setzt die Beschreibung der funktionalen Zusammenhänge mit einem geeigneten Ingenieurmodell voraus, das in der Lage ist, die Einflüsse der Einzelfaktoren zahlenmäßig freizulegen und dabei ausreichend treffsicher ist.

Die Zusammenhänge des Grenzzustand der Rissbildung kristallisierten sich bereits zu Beginn der Forschungsarbeiten relativ schnell heraus, siehe Bild 4-1, und bildeten so das Leitgerüst für die Vorgehensweise der Hauptuntersuchungen.

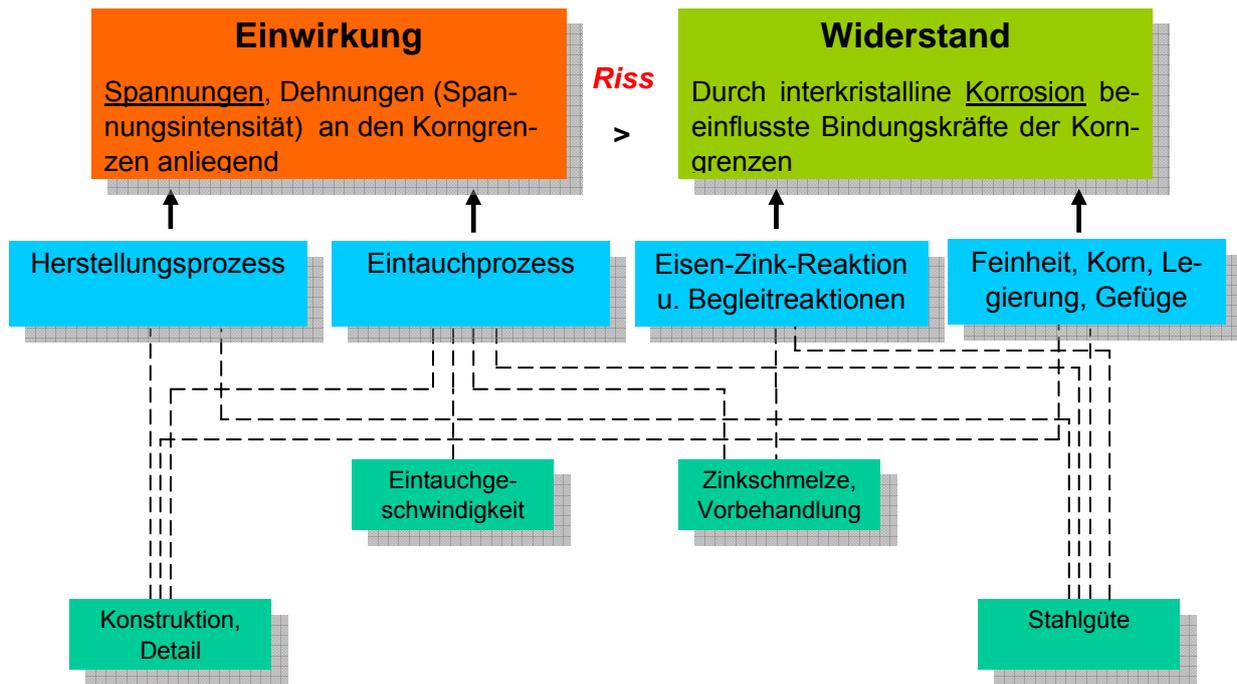


Bild 4-1: Einflussfaktoren auf die Rissbildung beim Feuerverzinken

Den Seiten „Mechanische Einwirkung“ und „Materialwiderstand“ (siehe oberste Ebene in [Bild 4-1](#)) im Grenzzustand der Rissbildung sind Einflüsse zuzuordnen, die dem Herstellungs- und Eintauchprozess bzw. der Reaktion an der Oberfläche des Werkstoffs und dem Werkstoff selbst entstammen. Diese, den Seiten des Grenzzustands noch eindeutig zuordnungsbar Bereiche (siehe mittlere Ebene in [Bild 4-1](#)) werden durch konkrete Ursachen beeinflusst, die nun nicht mehr eindeutig der Einwirkungs- oder Widerstandsseite zugeordnet werden können (siehe unterste Ebene in [Bild 4-1](#)). So übt beispielsweise, wie die nachfolgend vorgestellten Untersuchungen noch zeigen werden, die Zinkschmelze über die Legierungszusammensetzung sowohl einen Einfluss auf den Wärmeübergangskoeffizienten zwischen Zinkschmelze und Stahl und somit auf die Spannungs-Dehnungsentwicklung aus, als auch auf die rissinitiierungsrelevanten chemischen Reaktionen an der Stahloberfläche. Die Ursachepfade sind offensichtlich verwickelt angelegt. Ihre Freilegung erfordert eine besondere Herangehensweise.

Das heißt, die Untersuchungen sind grundsätzlich getrennt nach „Mechanischer Einwirkung“ und „Materialwiderstand“ zu untersuchen. Konkret bedeutet dies folgende Untersuchungsschritte:

1. Untersuchung auf der Widerstandsseite:

Hierzu ist es erforderlich, einen speziellen Prüfstand zu entwickeln, um das Verhalten verschiedener Stähle unter dem korrosiven Angriff verschiedener Zinkschmelzen unter gleichzeitiger mechanischer Belastung zu testen. Dies wird in [Kapitel 5](#) vorgestellt. Die Ermittlung der über die Versuchsmessergebnisse hinaus wichtigen σ - ε -Zustände mit Hilfe der FEM wird in [Kapitel 6](#) vorgestellt.

2. Untersuchung auf der Einwirkungsseite

Hierzu müssen die transienten (instationären) Spannungs- und Dehnungszustände aus dem Verzinkungsprozess mit Hilfe der Finiten Elemente Methode bestimmt werden, siehe hierzu [Kapitel 8](#). In [Kapitel 9](#) wird die Abschätzung der Eigenspannungszustände aus der Fertigung vorgestellt.

3. Der Abgleich des FE-Berechnungsmodells zur Bestimmung der auftretenden Bauteilbeanspruchungen erfolgt anhand von Temperatur- und Verformungsmessungen in Großteilversuchen, siehe Kapitel 8.
4. Die in dem Bauteil auftretenden Dehnungen sollen schließlich mit dem gemäß Schritt 1 und 2 erforschten Beanspruchbarkeiten in Form von Grenzdehnungen bei Bruch eintritt (kurz: Bruchdehnungen) unter Zinkschmelzenumgebung verglichen werden und ggfs. Unter Einbezug noch nicht berücksichtigter Effekte wie z.B. geometrischer Rauigkeit etc. korrigiert werden, siehe Kapitel 9.
5. Den Arbeiten schließt sich eine Parameterstudie mit Hilfe der FEM an, in der der Einfluss verschiedenster Details auf die Dehnungen als Faktor der Rissbildung untersucht wird, siehe Kapitel 9. Gleiches wird auch in Großversuchen durchgeführt, siehe Kapitel 7.
6. Abschließend wird eine Schadensdatenbank vorgestellt, in der verfügbare Schadensfälle gesammelt, geordnet und parametrisiert dargestellt sind, siehe Anhang A.

5 Kleinteilversuche

In diesem Kapitel wird die Entwicklung eines neuen Kleinprobenversuches zur Rissanfälligkeit beim Feuerverzinken beschrieben. Die Ausführungen beginnen bei der Findung der Probengeometrie und das Versuchsprinzips. Über die Darstellung des Versuchsaufbaus und der Versuchsdurchführung wird zu den Messergebnissen durchgeführten Kleinteilversuche übergeleitet.

Die weitere Auswertung der Messergebnisse erfolgt mit Hilfe der FEM und ist in Kapitel 7 zu finden.

5.1 Zielsetzung bei der Entwicklung geeigneter Kleinteilversuche

Ziel der Entwicklung eines Kleinprobenversuchs war es, die Rissanfälligkeit von Stählen beim Feuerverzinken festzustellen. Es ging aber darum, eine Versuchskörpergeometrie und einen Versuchsaufbau festzulegen, bei denen unter Umgebung von flüssiger Zinklegierung in geeigneter Weise Belastungen aufgebracht werden, um den Grenzzustand herauszufinden, wo der Werkstoff infolge Flüssigmetallangriff und mechanischer Belastung versagt. Aufgrund der bekannterweise hohen Anzahl der Einflussfaktoren sollte der Versuchsaufbau und das Versuchskonzept so gestaltet sein, dass möglichst viele Parameter getestet werden können. Des weiteren sollte der Kleinprobenversuchskörper möglichst bauteilähnliche und rechnerisch nachvollziehbare Spannungs-Dehnungszustände abbilden. Die Leitgedanken für die Entwicklung eines geeigneten Kleinprobenversuchs waren also:

1. Bauteilähnlichkeit

Hier steht die Abbildung von typischen Spannungs-Dehnungszuständen, wie sie zum Beispiel bei dem Detail „halbe Kopfplatte“ oder „Ausklinkung“ während des Verzinkungsvorgangs (Eintauchen) auftreten und die durch eine typische Kerbkonzentration gekennzeichnet sind, im Vordergrund. Dazu bieten sich also Kerben, wie sie zum Beispiel durch Bohrungen, Nuten etc. im Grundwerkstoff der Probe unter mechanischer Belastung an.

2. Durchführbarkeit

Die Versuche sollen im Labor unter Benutzung eines hydraulischen Prüfzylinders mit entsprechender Mess- und Regeltechnik und eines geeigneten (verfahrbaren) Zinkkessels durchgeführt werden. Sie sollen einerseits sicher und gefahrlos und andererseits ohne großen Aufwand bzgl. Einbau, Versuchsdurchführung und Ausbau handhabbar sein. Dies schließt eine Versuchsdurchführung aus, bei der die Belastungsrichtung und Eintauchrichtung übereinanderliegen. Zu wählen ist daher ein Versuchsaufbau, bei dem Belastungsrichtung und Eintauchrichtung entkoppelt sind und darüber hinaus die flüssig-heiße Zinkschmelze sich nicht in der Zylinderachse (Ursprung der mechanischen Beanspruchung) befindet. Daraus ergibt sich, dass gekerbte oder ungekerbte Zugproben als Versuchskörper nicht in Frage kommen, da diese unter Beachtung der o.g. Bedingungen erheblichen Aufwand bzgl. der Lasteinleitung, des Aus- und Einbaus und der Lastumlagerung der Zylinderachse in die Probenachse (z.B. mit einem Scherenmechanismus) mit sich brächte. Die erfordert die Entwicklung einer Probe, bei der der Ort der Materialsbeanspruchung genügend tief im flüssigen Zink liegt, die Lastangriffspunkte sich jedoch oberhalb des Zinkspiegels befinden muss, so dass auf Lastumleitungsstrukturen verzichtet werden kann. Mit 1. und 2. ergibt sich die sogenannte „LNT“-Probe, die im weiteren noch genauer beschrieben wird.

3. Aussagekräftigkeit

Dies erfordert eine genügend feine Mess- und Regeleinrichtung der hydraulischen Belastungseinrichtung (Kraft- und Wegsteuerung). Die Proben sollen einerseits bzgl. der Spannungs- Dehnungszustände am Kerbgrund genügend genau nachrechenbar sein. Ferner müssen sie „empfindlich“ genug sein, um vorhandene Unterschiede der Rissanfälligkeit in Abhängigkeit von Parametern wie Legierungszusammensetzung, Spannungs-Dehnungszustand, Werkstoff und Einwirkungszeit herausstellen zu können.

Das Versagen der Probe wird definiert zu dem Zeitpunkt, wo das Kraftsignal abfällt. Dies bedeutet nicht, dass vorher nicht schon bereits kleine Risse aufgetreten sind. Diese dürfen aber (ähnlich wie unter wirklichen Bauteilverhältnissen) noch nicht instabil wirken. Dies muss über ein ausreichend großes Ligament hinter der Kerbe sichergestellt werden, andernfalls ist eine Differenzierbarkeit der auftretenden Risse in Frage gestellt.

In diesem Kapitel 5 werden also

- die Versuchsentwicklung
- die Durchführung der Versuche und
- die Messergebnisse

vorgelegt.

Im anschließenden Kapitel 6 wird

- die weitere Nachrechnung und Simulation mit Hilfe der FEM dargestellt (d.h. die weitere Auswertung) mit denen man dann in der Lage ist,
- die wichtigen örtlichen Dehnungsgrößen und Spannungs- Dehnungszustände zum Zeitpunkt des Bruchs zu erfassen.

5.1.1 Probenform

Aus den oben beschriebenen Anforderungen heraus wird in Anlehnung an die aus der Bruchmechanik bekannte Kompaktzugprobe (compact tension, CT) wird eine Probenform gewählt, bei der Biegespannungen eingepreßt werden, die sich im Bereich eines Kerbs lokal konzentrieren. Da speziell die Rissinitiierung und nicht wie in der Bruchmechanik das Erweitern eines bereits vorhandenen Risses untersucht werden soll, besteht einer der Hauptunterschiede darin, dass im Kerbgrund der Probe kein Ermüdungsanriss eingebracht wird. Zur Spannungskonzentration dient hier eine Bohrung mit definiertem Radius. Zudem ist die Probe länger als eine CT-Probe, um das Eintauchen und einen Angriff der Zinklegierung im Bereich der Spannungskonzentration zu ermöglichen. Diese beiden Hauptunterschiede sind im Namen der neuen Probenform LNT (long-notched tension) enthalten. Der Probenkopf als Lasteinleitungsbereich liegt außerhalb des Zinkbades, die Einspannung der horizontal arbeitenden Prüfmaschine sind durch eine großflächige Abdeckung des Ofens, in dem das Zinkbad in einem Tiegel auf ca. 450°C gehalten wird, vor einer stärkeren Temperatureinwirkung geschützt.

Die LNT Proben (vgl. Bild 5-1) werden aus Stegblechen von Walzprofilen in voller Dicke entnommen. Somit variiert die Dicke der LNT Probe entsprechend der Stegdicke des gewählten Profils. Ein direkter Vergleich der Ergebnisse unterschiedlicher Versuchsserien ist somit nur unter Berücksichtigung eines evtl. vorhandenen Dickenunterschiedes möglich. Längsrichtung der Probe entspricht hierbei der Längsrichtung des Walzprofils, so dass die Rissausbreitungsrichtung der im Steg eines Walzprofils entspricht. Zu Beginn sind zwei verschiedene

Radien der Bohrung am Kerbgrund vorgesehen ($r=1\text{mm}$ und 3mm), wobei sich die Variante mit $r=3\text{mm}$ für den weiteren Verlauf der Untersuchung durchgesetzt hat. Des weiteren wurden auch Proben mit einem Radius von $r=7,5\text{mm}$ verwendet, um den Einfluss hinsichtlich der Spannungskonzentration zu untersuchen.

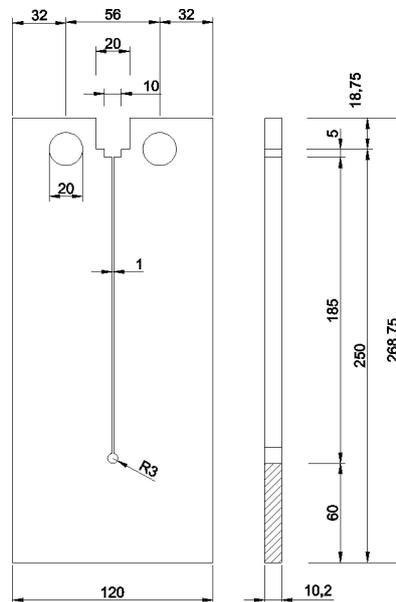


Bild 5-1: Long-Notched Tension Probe (LNT)

5.1.2 Versuchsaufbau

Zum Erschmelzen des Zinkbades wird ein Tiegel mit ca. 11 Liter Fassungsvermögen in einem Ofen auf ungefähr 450°C aufgeheizt. Der Ofen ist mit einem Deckel versehen, in den eine rechteckige Aussparung zum Eintauchen der Probe eingebracht ist, die während des Aufheizvorganges mit einer Schamotteplatte abgedeckt wird. Der Ofen mit Tiegel steht auf einem hydraulischen Hubtisch unterhalb der Einspannung der Universalprüfmaschine. Die Hubgeschwindigkeit des Tisches beträgt $3\text{m}/\text{min}$. Die in die Einspannung der Prüfmaschine eingebaute LNT Probe wird in das Zinkbad eingetaucht, indem der Ofen mit Tiegel angehoben wird.

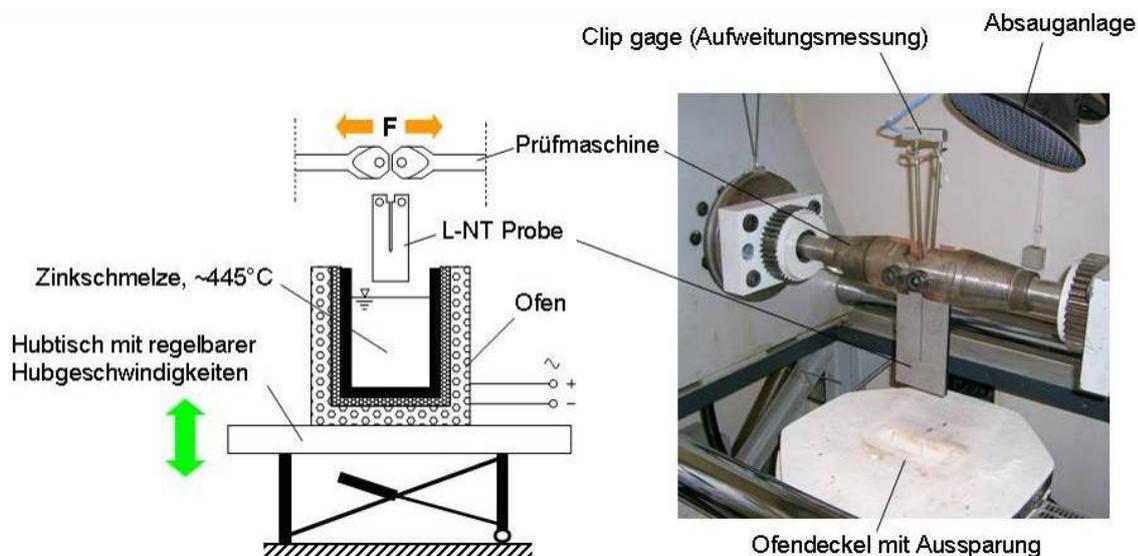


Bild 5-2: Schematische Darstellung des Versuchsaufbaus und Foto einer eingebauten LNT Probe mit Messtechnik

5.2 Versuchsprogramm

5.2.1 Datenerfassung

Ein Temperaturmessfühler, der in einem Keramikröhrchen im Zinkbad verweilt, misst die Temperatur während der Versuchsdurchführung. Über die Kraftmessdose der Prüfmaschine wird die Kraft F , die am Kopf der LNT Probe angreift, gemessen und aufgezeichnet. Zudem wird über ein Clip gage die Aufweitung v der Probe in der Lasteinleitungslinie (load line, LL) gemessen. Als vierte Größe wird die Zeit t während der Versuchsdurchführung aufgezeichnet.

5.2.2 Maschinenregelung

Die Universalprüfmaschine kann sowohl im Kraft- als auch im Wegmodus geregelt werden, wobei jeweils eine Rate in kN/s oder mm/s vorgegeben werden kann. Zu Beginn der Untersuchungen wurde die Versuchsdurchführung im Kraftmodus vorgenommen. Im Zuge des Projektfortschritts stellte sich heraus, dass der Wegmodus insbesondere im Hinblick auf eine Korrelation mit aus FE-Analysen ermittelten Dehnraten im Bereich des Kerbgrundes der LNT Probe zu bevorzugen ist. Zudem ist dann auch der Moment der Rissinitiierung weniger labil und besser zu kontrollieren.

Vor dem Eintauchen wird die Probe manuell mit ca. 1kN vorbelastet, um Schlupf im Bereich der Einspannung zu eliminieren. Anschließend wird der Ofen angehoben und die Probe somit eingetaucht. Unmittelbar nach Erreichen der maximalen Eintauchtiefe wird die Belastung durch die Prüfmaschine gestartet.

5.2.3 Probenvorbereitung

Für die Vorbereitung der Proben nach der Herstellung und vor Versuchsbeginn wird ein Programm aufgestellt, das sich im Wesentlichen an einem industriellen Verzinkungsprozess orientiert. Hierzu zählen

- Sandstrahlen,
- Beizen in 10%iger Salzsäure für 10 Minuten,
- Spülen in destilliertem Wasser,
- Trocknen bei Raumtemperatur mittels Druckluft,
- Eintauchen in ein Flussmittel aus 60%Zinkchlorid und 40%Ammoniumchlorid für 5 Minuten.

5.2.4 Zinklegierungen

Um insbesondere aktuelle Entwicklungen der letzten Jahre im Bereich der Legierungskonzepte zu untersuchen, wurden neben einer eher klassischen, vornehmlich mit Blei legierten Schmelze (a1) auch zwei moderne Varianten untersucht. Hierbei weist Legierung a2 außer Blei und geringen Anteilen an Wismuth insbesondere Zinn als Hauptlegierungsbestandteil auf. Im Gegensatz hierzu hat a0 zwar einen ähnlich hohen Anteil an Zinn, wird jedoch aufgrund des Fehlens von Blei mit einem doppelten Gehalt an Wismuth legiert. Zusätzlich enthalten a0 und a2 noch geringe Anteile an Nickel, wohingegen der Aluminium- und Eisengehalt bei allen dreien sehr ähnlich sind.

Tabelle 5-1: Verwendete Zinklegierungen, Rest Zn

Legierung	Pb, M.-%	Sn, M.-%	Bi, M.-%	Al, M.-%	Ni, M.-%	Fe, M.-%
a0	---	1,2	0,10	0,006	0,05	0,03
a1	0,70	---	---	0,005	---	0,03
a2	1,00	1,1	0,05	0,005	0,05	0,03
a3	0,90	0,3	0,09	0,005	---	0,02
a4	1,00	0,3	0,08	0,002	---	0,04
a5	0,03	0,8	0,10	0,005	0,04	0,03

Im Laufe der Untersuchung wurde auf Wunsch des Auftraggebers (hier: GAV) aufgrund von aktuellen Empfehlungen des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) die Liste der Zinklegierungen um drei weitere Varianten erweitert, wobei zwischen a3 und a4 im Wesentlichen der Bleigehalt variiert wurde. Legierung a5 hingegen hat einen reduzierten Bleigehalt bei erhöhtem Zinngehalt.

5.2.5 Stahl

Im Hinblick auf Stähle, die insbesondere im konstruktiven Ingenieurhochbau breite Anwendung finden, wurden zwei häufig verwendete Festigkeitsklassen S355 und S460 in unterschiedlichen Güten untersucht (vgl. [Tabelle 5-2](#) und [Tabelle 5-3](#)). Zur Überprüfung der mechanischen Eigenschaften wurden neben Kerbschlagbiegeversuchen bei Raumtemperatur auch Warmzugversuche durchgeführt, um die Fließkurven bei unterschiedlichen Temperaturen für die anschließende FE-Simulation der Versuche bereitstellen zu können. Die Prüftemperaturen wurden auf $T=+20^{\circ}\text{C}$, $+100^{\circ}\text{C}$, $+200^{\circ}\text{C}$, $+300^{\circ}\text{C}$ und $+430^{\circ}\text{C}$ festgelegt. Alle Proben wurden in Querrichtung, d.h. orthogonal zur erwarteten Rissfortschrittsrichtung aus den Stegen von I-Profilen entnommen.

Die Norm DIN EN 10025, die als hier gültige technische Lieferbedingung u.a. Mindestanforderungen bzgl. der mechanischen Eigenschaften stellt sowie genaue Angaben zur Probenentnahme macht, bezieht sich für Walzprofile auf den Flanschbereich. Somit sind die hier ermittelten Kennwerte nicht direkt auf die Normanforderungen übertragbar, da alle Proben aus dem Stegbereich entnommen wurden. Dies ist auch der Grund für die Überprüfung der Zähigkeit durch Kerbschlagbiegeversuche bei Raumtemperatur unabhängig von der Stahlgüte. Hierdurch soll lediglich ein qualitativer Vergleich der betrachteten Stähle zueinander ermöglicht und nicht die normseitig geforderten Werte überprüft werden.

Bei der Betrachtung der mechanischen Kennwerte gemäß [Tabelle 5-2](#) fallen Stahl B und Stahl C aufgrund ihrer sehr niedrigen Kerbschlagarbeitswerte bei Raumtemperatur (RT) im Vergleich zu den restlichen untersuchten Stählen auf. Insbesondere bei Stahl C (S460M) ist ein A_V -Wert von 31 Joule bei RT äußerst ungewöhnlich. Auch die chemische Zusammensetzung dieses Stahls zeigt signifikante Unterschiede gegenüber den anderen Stählen.

Tabelle 5-2: Mechanische Kennwerte bei Raumtemperatur, ermittelt an Querproben

Bezeichnung	Typ	Dicke t, mm	A _v , J	R _{eH} oder R _{p0.2} , MPa	R _m , MPa	A ₅ , %
A	S460N	10,8	136	546	619	28,4
B	S355JR	11,2	29	505	561	22,8
C	S460M	9,8	31	560	657	21,5
D	S355J2G3	10,2	87	535	590	23
E	S460M	10,0	71	630	705	16,7

Tabelle 5-3: Chemische Zusammensetzung in %

Material	C	Si	Mn	P	S	Al	V	Mo	Ni	Cr	Cu	Ti	Nb
A	0,08	0,25	1,59	0,012	<0,001	0,025	0,114	0,005	0,03	0,02	0,02	0,003	0,028
B	0,1	0,22	1,37	0,016	0,012	0,052	0,005	<0,005	0,03	0,02	0,08	0,002	0,034
C	0,159	0,195	1,27	0,0202	0,0147	0,0041	0,0229	0,0256	0,149	0,115	0,245	0,0012	0,0288
D	0,09	0,17	1,49	0,016	0,008	0,024	0,05	0,01	0,06	0,04	0,07	0,00	0,01
E	0,08	0,22	1,67	0,013	0,004	0,026	0,10	0,00	0,04	0,04	0,03	0,00	0,03

5.3 Ergebnisse

Im folgenden werden die direkten Messergebnisse aus den Kleinteilversuchen vorgestellt. Die Bestimmung der weiter interessierenden Spannungs- und Dehnungswerte (bzw. deren Entwicklungen) wird in [Kapitel 6](#) vorgestellt. Dort lassen sich dann auch Aussagen zu z.B. erreichte Dehnungen bei Brucheintritt feststellen.

5.3.1 Versuchsergebnisse

Typische Last-Verformungslinien der LNT-Proben sind in [Kapitel 6](#) „Simulation der Kleinprobenversuche“ zu finden.

5.3.1.1 Lastwerte

U. a. aufgrund relativ geringer Kraftgradienten ist die Aussagekräftigkeit der Lastwerte geringer als der Aufweitungswerte. Gleichwohl werden die Unterschiede der Lastwerte erläutert.

In den folgenden Diagrammen sind für die einzelnen Werkstoffe jeweils die Last F_{\max} bei Rissbildung über Aufweigungs- bzw. Laststeigerungsrate aufgetragen. [Bild 5-3](#) zeigt die Versuchsergebnisse für Stahl A in den Zinklegierungen a0, a3, a4 und a5. Ein direkter Vergleich der Legierungen ist für die Aufweigungsrate 0,1mm/s möglich. Hier zeigt sich, dass in Legierung a0 mit 17,6kN im Mittel die niedrigsten Lastwerte erreicht werden. In Legierung a4 und a5 werden die höchsten Werte erreicht, die mit 18,8kN und 19kN kaum voneinander abweichen. Mit 18,1kN liegt der Mittelwert der Versuche in Legierung a3 nur leicht über dem der Versuche in a0. Insgesamt zeigt sich somit zunächst kein sehr deutliches Bild für Stahl A. Festhalten lässt sich jedoch, dass von den in dieser Versuchsserie verwendeten Legierungen a0 die geringsten Prüflasten zulässt.

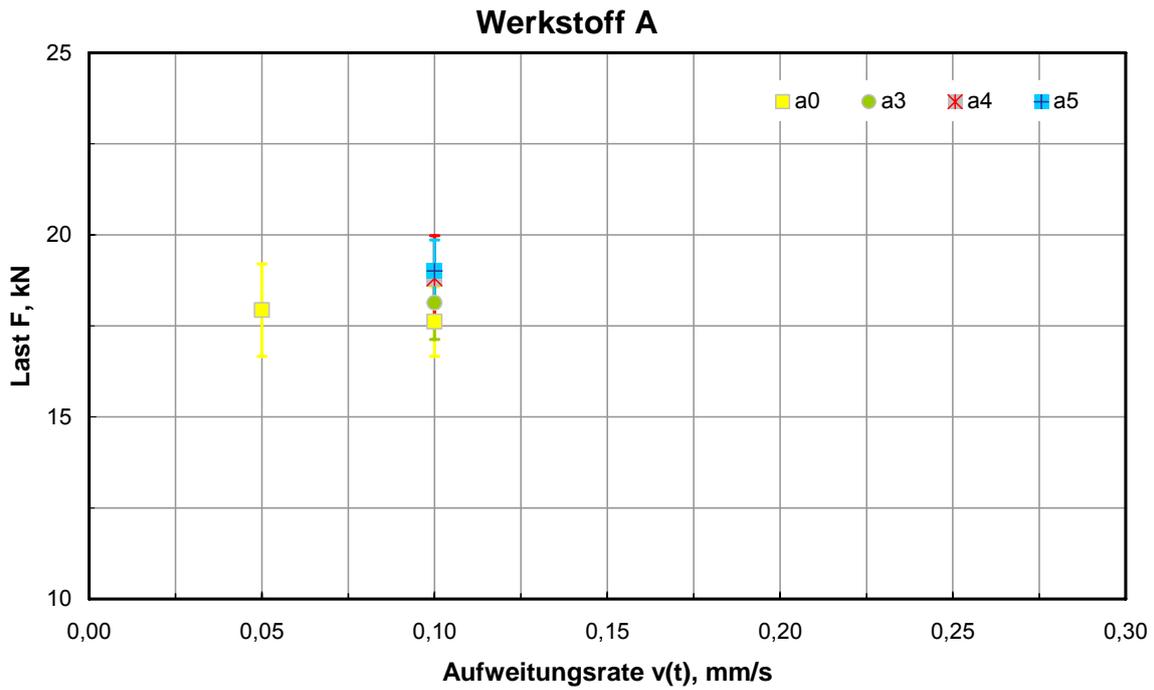


Bild 5-3: Diagramm Last-Aufweitrungsrate Stahl A

Für Stahl A wurden weiterhin Versuche mit unterschiedlichen Laststeigerungsrate in den Legierungen a0, a1 und a2 durchgeführt. Wie in [Bild 5-4](#) dargestellt zeichnet sich in dieser Serie eine deutliche Abhängigkeit von der jeweils angreifenden Legierung ab. Während bei den Versuchen in Legierung a1 unabhängig von der Rate keine Risse innerhalb des Arbeitsbereichs der Prüfmaschine erzwungen werden können, findet ein Versagen der LNT Proben in a2 bereits bei Lasten von 16,6kN statt. Die Verwendung von Legierung a0 führt zwar wie schon im vorherigen Diagramm dargestellt ebenfalls zur gewünschten Rissbildung, erlaubt jedoch im direkten Vergleich mit den Lasten in a2 um $\Delta F \approx 1,4\text{kN}$ höhere Werte.

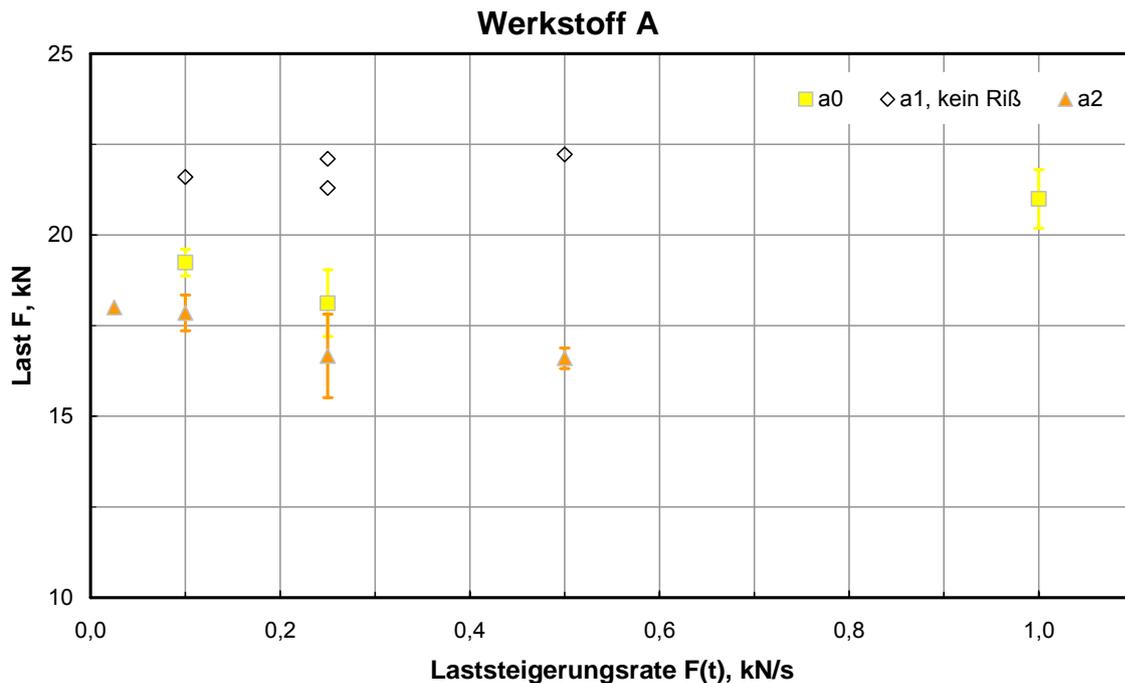


Bild 5-4: Diagramm Last-Laststeigerungsrate Stahl A

Ähnliche Ergebnisse werden bei den Versuchen mit Stahl B erzielt. In Bild 5-5 zeigt sich deutlich der größte Einfluss aus Legierung a2, die LNT Proben erreichen hier die niedrigsten Lastwerte. Bei Verwendung von Legierung a1 konnte lediglich für sehr niedrige Raten und einer damit verbundene deutlich längere Verweildauer der LNT Probe im Zinkbad eine Rissbildung erzwungen werden. Ein direkter Vergleich mit den Legierungen a0 und a2 ist bei einer Laststeigerungsrate von 0,1kN/mm möglich und zeigt, dass a1 im Hinblick auf eine die Rissbildung begünstigende Wirkung als weniger kritisch betrachtet werden kann. Eine Verlängerung der Verweildauer der LNT Probe in Legierung a1 um ca. Faktor vier führt dann auch hier zu einer deutlichen Reduzierung der Last bei Rissbildung, die jedoch noch oberhalb der Versagenslasten in a2 liegt. Die Lasten bei Rissbildung in Legierung a0 liegen rund 1kN über der jeweils in a2 erreichten und bestätigen damit insgesamt die bereits bei den Versuchen mit Stahl A festgestellten Tendenzen bzgl. des Einflusses der unterschiedlichen Legierungen.

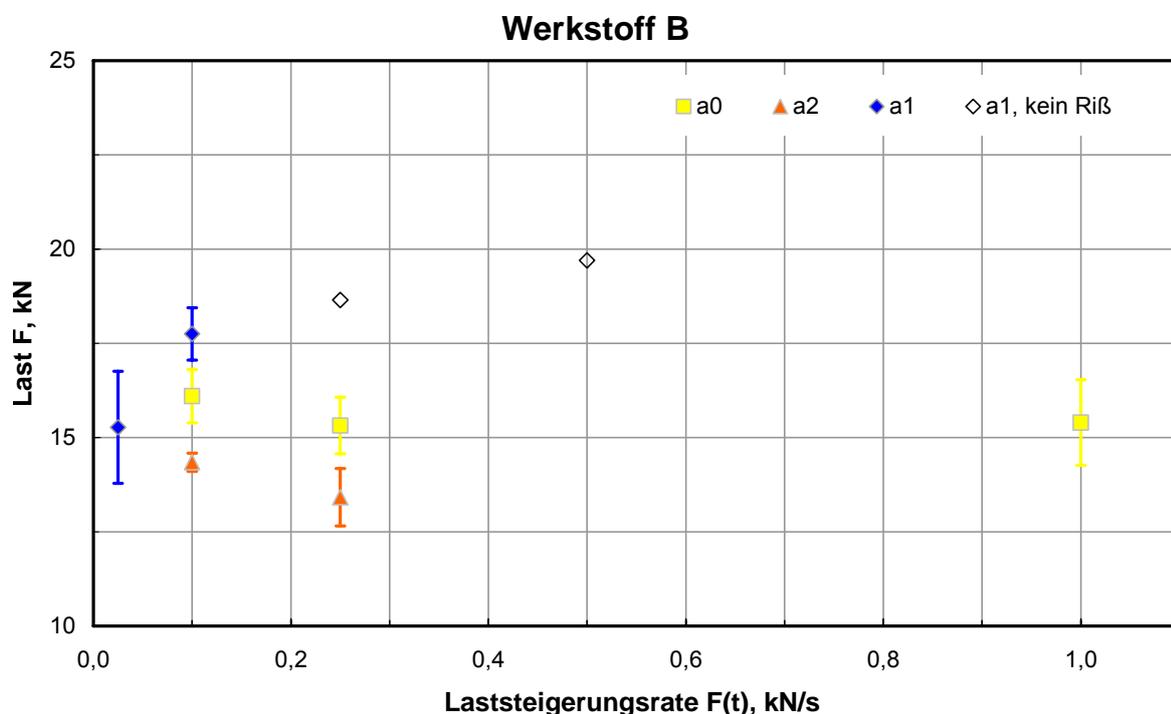


Bild 5-5: Diagramm Last-Laststeigerungsrate Stahl B

Auch unter Verwendung von Stahl C zeigt sich das bereits festgestellte Bild bzgl. des Einflusses der einzelnen Legierungen. Wie Bild 5-6 zu entnehmen ist, liefern die Versuche in Legierung a2 auch hier die niedrigsten Lastwerte. Um rund 0,6kN bis 1,4kN höhere Lastwerte können in Legierung a0 erzielt werden, die sich somit wieder als weniger kritisch im Vergleich zu a2 darstellt. Legierung a1 führt bei Stahl C zwar zur Rissbildung (Achtung: ungewöhnlicher Werkstoffkennwert im Vergleich zur Deklaration), erlaubt jedoch auch hier die mit Abstand höchsten Lastwerte.

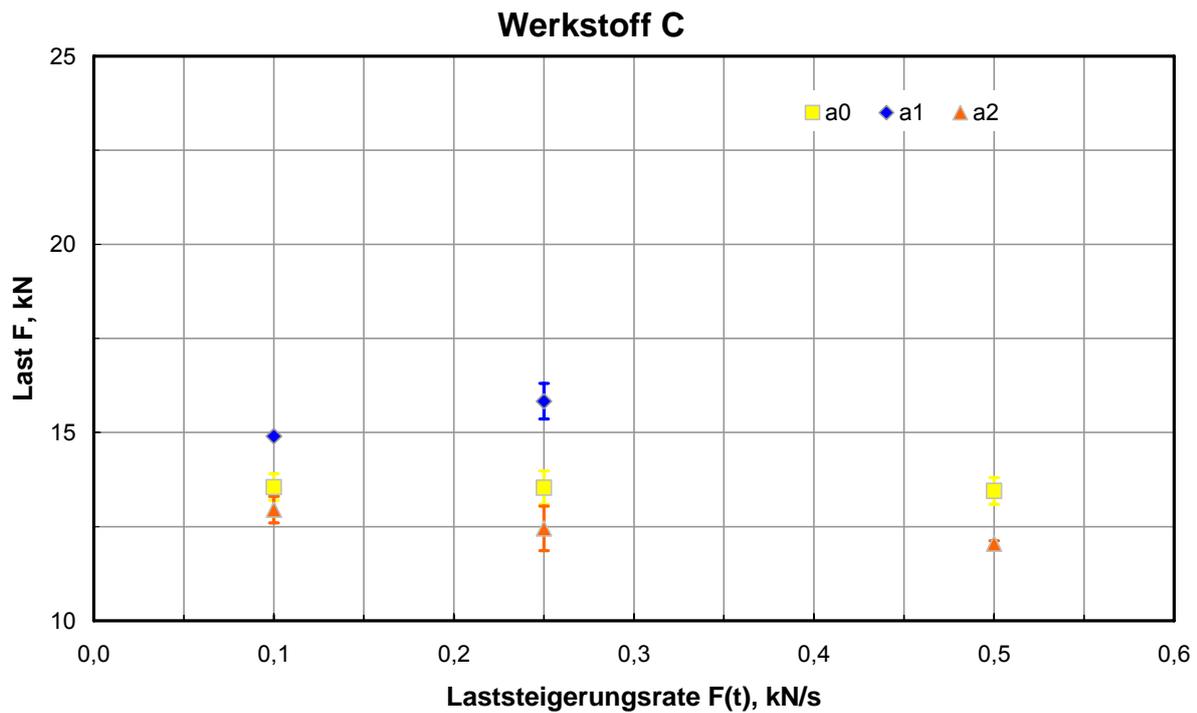


Bild 5-6: Diagramm Last-Laststeigerungsrate Stahl C

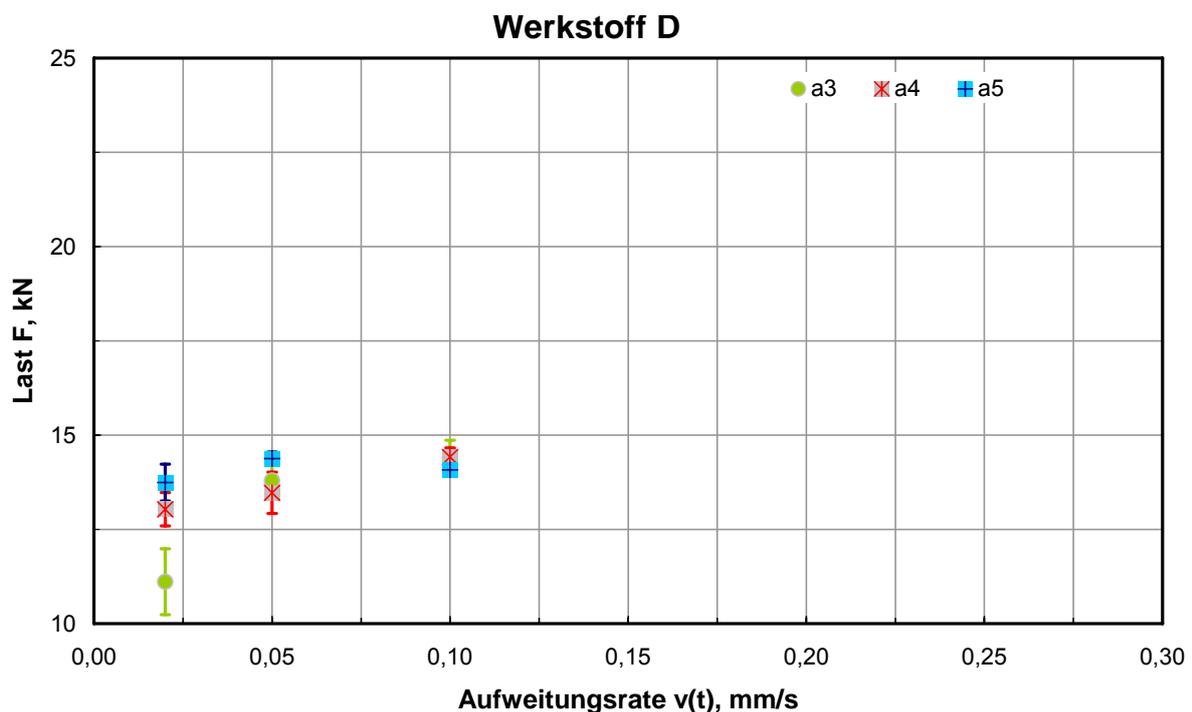


Bild 5-7: Diagramm Last-Aufweitungsrate Stahl D

Sowohl mit Stahl D als auch mit Stahl E wurden Versuche in den Legierungen a3, a4 und a5 jeweils mit den Raten 0,1mm/s, 0,05mm/s und 0,02mm/s durchgeführt. In beiden Serien zeigt sich, dass ein Einfluss aus der Zinklegierung erst bei niedrigen Raten und einer damit verbundenen längeren Verweildauer im Zinkbad deutlich wird. Mit der höchsten Rate von 0,1mm/s weichen die Versagenslasten weder in der Serie mit Stahl D (Bild 5-7) noch in der Serie mit Stahl E (Bild 5-8) signifikant voneinander ab. Bei 0,05mm/s liegen die Lastwerte in

a3 und a4 insbesondere mit Stahl D leicht unterhalb der in a5 erzielten. Diese Tendenz verstärkt sich in der mit 0,02mm/s niedrigsten Rate, bei beiden Stählen liefern die Versuche in a3 hier deutlich niedrigere Lastwerte. Eine Reduzierung der Last lässt sich auch für die Versuche in a4 erkennen, der Rückgang ist jedoch weniger ausgeprägt als unter Verwendung von Legierung a3. Bei Legierung a5 hingegen zeigt sich zwar bei Stahl D für die langsamste Rate auch ein leichter Rückgang der erreichten Last, insgesamt ist jedoch eine deutliche Abhängigkeit von der Aufweitungsrates nicht erkennbar. Die Versuche der Serie mit Stahl E ergeben bei 0,02mm/s Aufweitungsrates für a5 sogar die höchste erreichte Last.

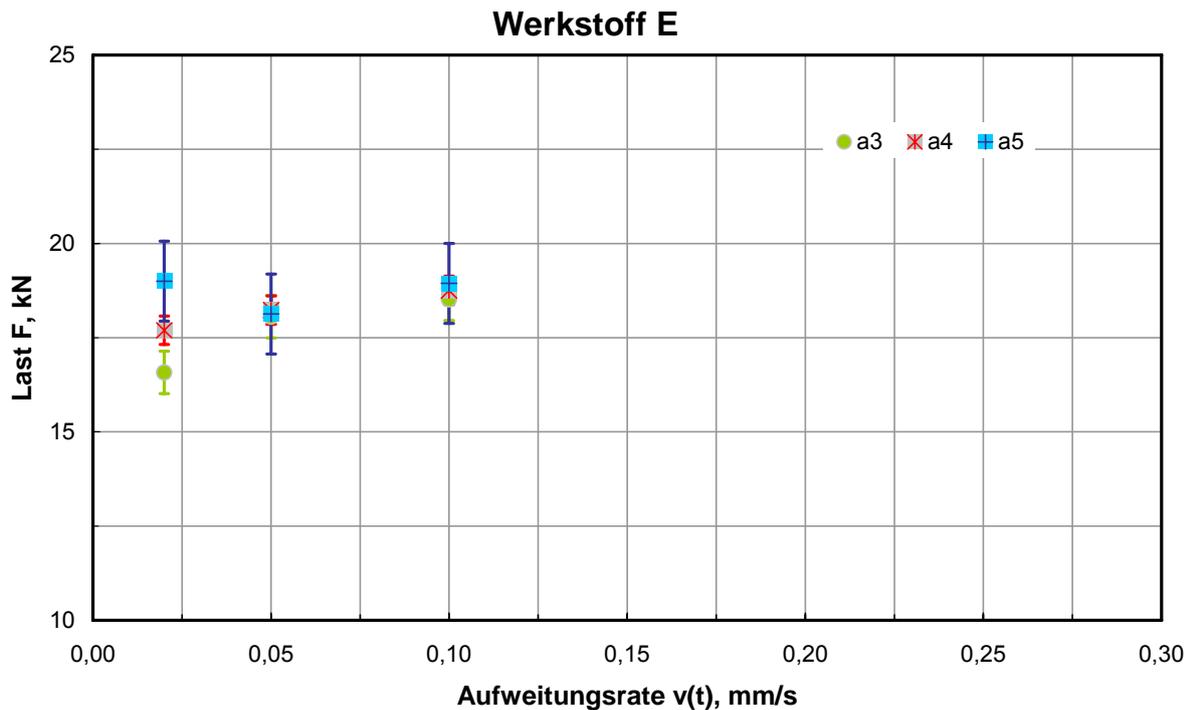


Bild 5-8: Diagramm Last-Aufweitungsrates Stahl E

5.3.1.2 Aufweitungswerte

In den folgenden Diagrammen wird jeweils die Aufweitung v_{LL} in der Lasteinleitungslinie der LNT-Probe bei Rissbildung in Abhängigkeit von der Aufweitungsbzw. Laststeigerungsrates betrachtet. Bei den Aufweitungsgesteuerten Versuchen mit Stahl A in [Bild 5-9](#) ist ein direkter Vergleich der erzielten Ergebnisse in den Legierungen a0, a3, a4 und a5 für 0,1mm/s möglich. Bei der Durchführung der Versuche in Legierung a0 wird hier mit 10,2mm die geringste Aufweitung erreicht. Während sich unter Angreifen von Legierung a3 nur eine leichte Zunahme der Aufweitung auf 10,9mm einstellt, führen die Versuche in a4 und a5 zu einer deutlichen Steigerung auf 12,7mm und 14,2mm. Die Ergebnisse der Lastgesteuerten Versuche mit Stahl A sind in [Bild 5-10](#) dargestellt. Als Legierungen wurden hier a0, a1 und a2 untersucht. Unabhängig von der gewählten Rate konnte in Legierung a1 kein Riss innerhalb des Arbeitsbereiches der Prüfmaschine erzeugt werden. In Legierung a2 werden mit 8,5mm die geringsten Aufweitungswerte erreicht, Legierung a0 erlaubt hingegen bei gleicher Laststeigerungsrates eine Aufweitung von 11,1mm.

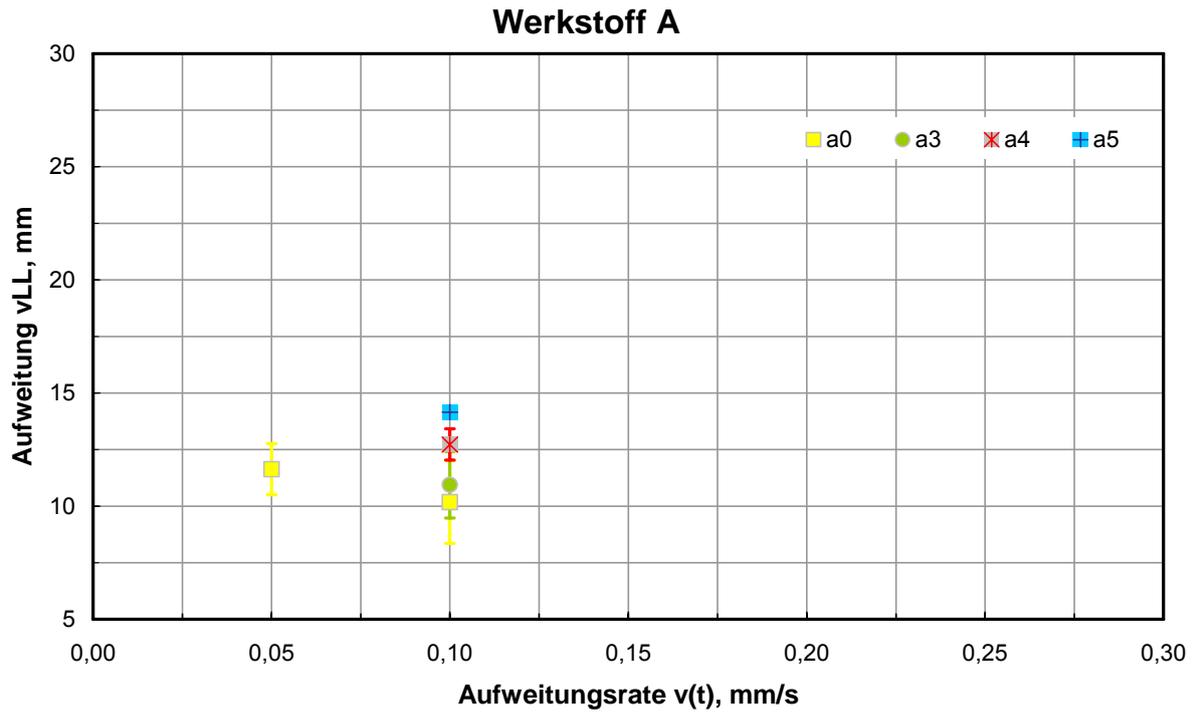


Bild 5-9: Diagramm Aufweitung-Aufweitungsrate Stahl A

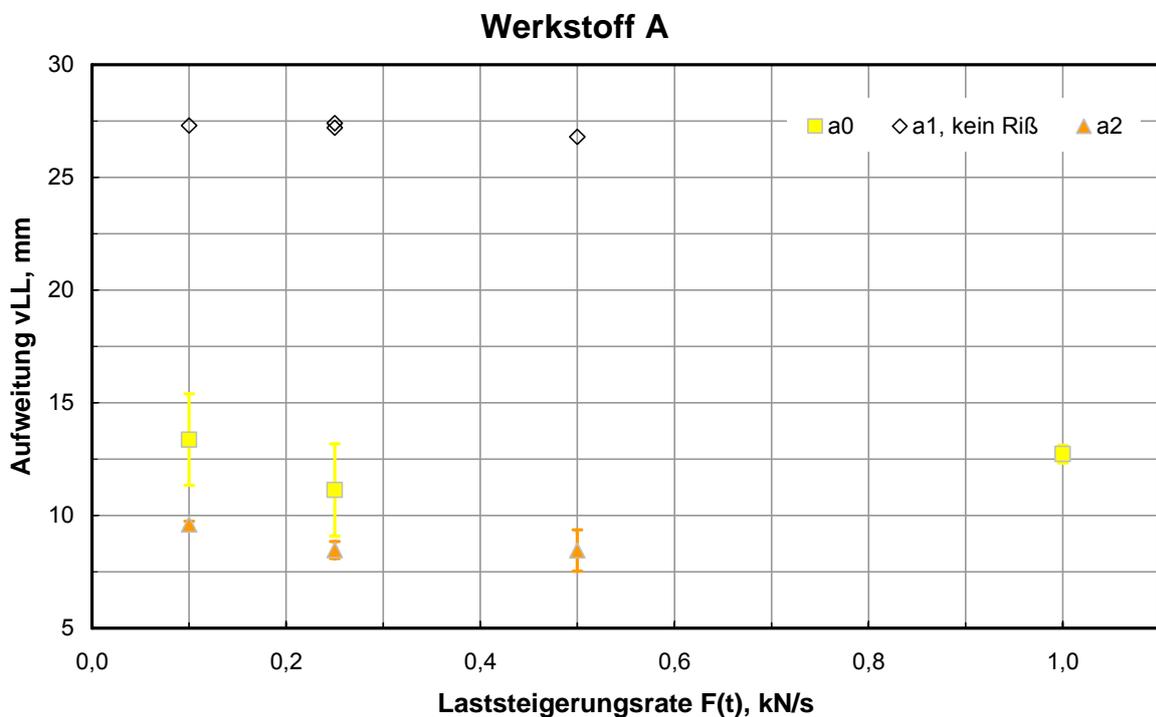


Bild 5-10: Diagramm Aufweitung-Laststeigerungsrate Stahl A

In der Versuchsserie mit Stahl B (Bild 5-11) konnten in Legierung a1 nur bei niedrigen Laststeigerungsraten und langer Verweildauer der LNT-Proben im Zinkbad Risse erzeugt werden. Die erreichten Aufweitungswerte sind zwar mit einer starken Streuung behaftet, liegen aber dennoch deutlich über den Werten der Versuche in Legierung a0 und a2. Der niedrigste

Wert der Aufweitung wird mit 7,3mm bei einer Rate von 0,25kN/s in a2 erreicht, während in a0 9,4mm gemessen werden. Eine eindeutige Aussage bzgl. des größten die Rissbildung begünstigenden Einflusses aus den Legierungen kann hier jedoch nicht getroffen werden, da sich bei 0,1kN/s das Verhalten umkehrt. Hier erreicht die LNT-Probe mit 10,9mm Aufweitung in Legierung a0 einen deutlich niedrigeren Wert als mit 14,4mm in a2.

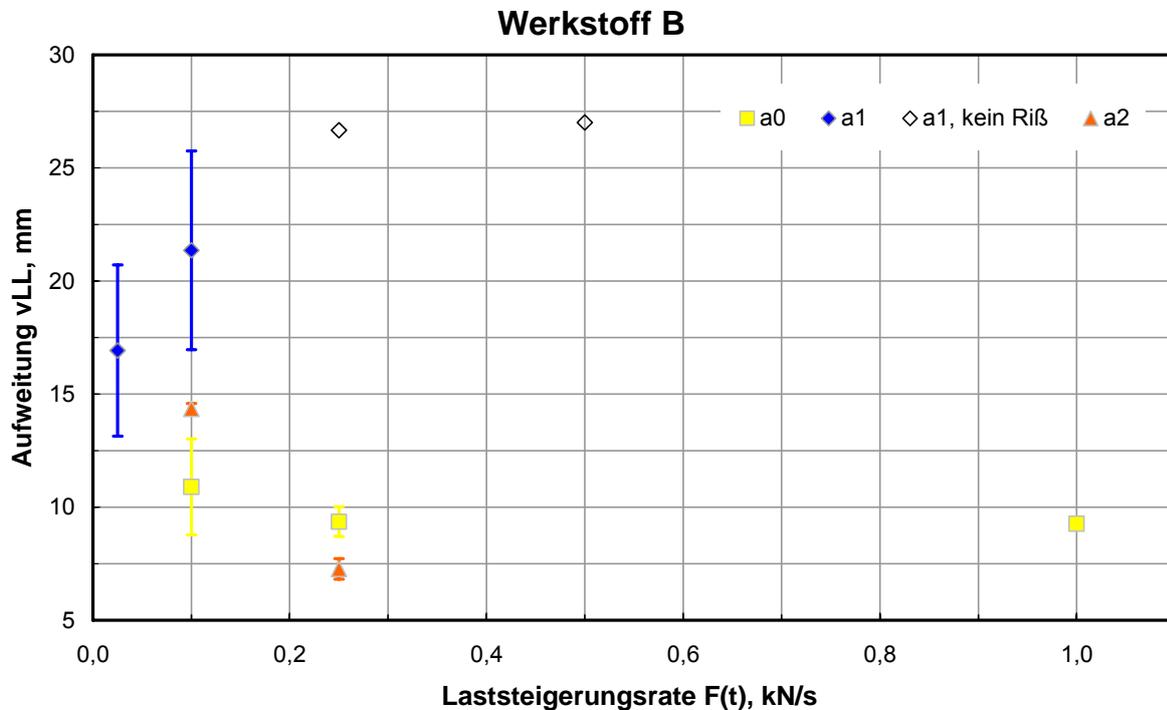


Bild 5-11: Diagramm Aufweitung-Laststeigerungsrate Stahl B

Die Versuchsergebnisse mit Stahl C in [Bild 5-12](#) geben das bereits bei Betrachtung der Lastwerte gesehene Bild wieder. Eindeutig werden die geringsten Aufweitungen mit Werten zwischen 6,5mm und 7mm in Legierung a2 erreicht, dicht gefolgt von a0 jeweils in einem Abstand von $\Delta v_{LL} \approx 0,9\text{mm}$. Versuche in a1 führen zwar auch bei höheren Raten zur Rissbildung, liefern jedoch deutlich größere Aufweitungswerte.

Die in [Bild 5-13](#) dargestellten Ergebnisse der Versuchsserie mit Stahl D lassen für Legierung a4 eine Abhängigkeit von der Verweildauer der LNT-Probe im flüssigen Zinkbad erkennen. Mit sinkender Aufweitungsratereduziert sich auch die im Versuch erreichte Aufweitung von 15,3mm bei 0,1mm/s auf den niedrigsten Wert dieser Versuchsserie von 12,1mm bei 0,02mm/s. Die Versuchsergebnisse in a5 scheinen dagegen nahezu unabhängig von der Einwirkungsdauer der Zinklegierung zu sein, die Werte liegen zwischen 15,1mm bei 0,02mm/s und 14,1mm bei 0,1mm/s. Auch bei den Versuchen in a3 zeigt sich zwischen 0,05mm/s und 0,1mm/s Aufweitungsrater nahezu kein Unterschied. Lediglich bei der niedrigsten Rate von 0,02mm/s vermindert sich die erzielte Aufweitung von im Mittel 14,8mm auf 14,2mm und deutet damit eine fallende Tendenz mit steigender Verweildauer der Probe im Zinkbad an.

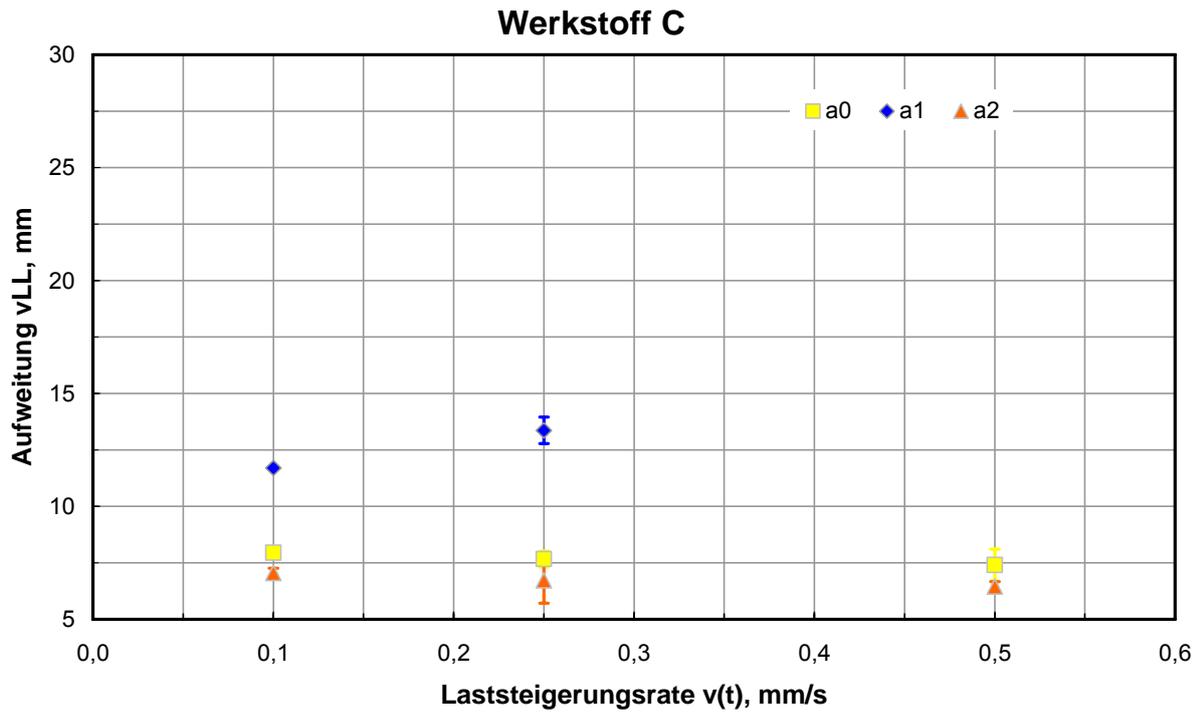


Bild 5-12: Diagramm Aufweitung-Laststeigerungsrate Stahl C

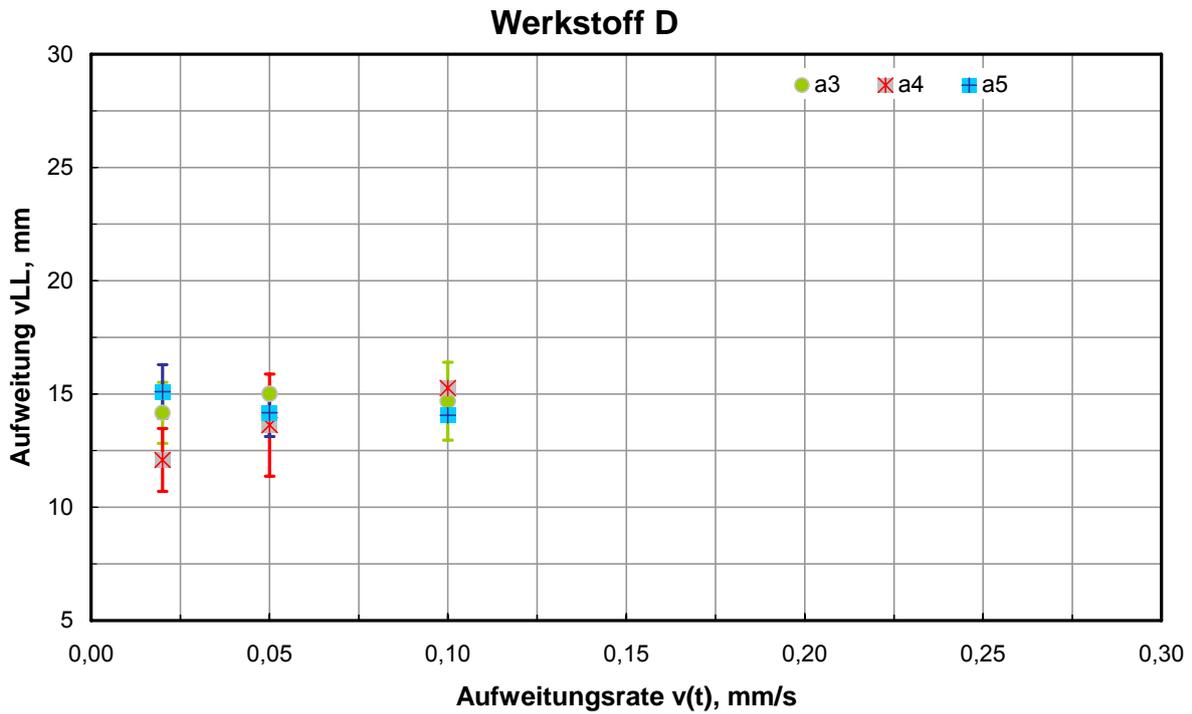


Bild 5-13: Diagramm Aufweitung-Aufweitungsrate Stahl D

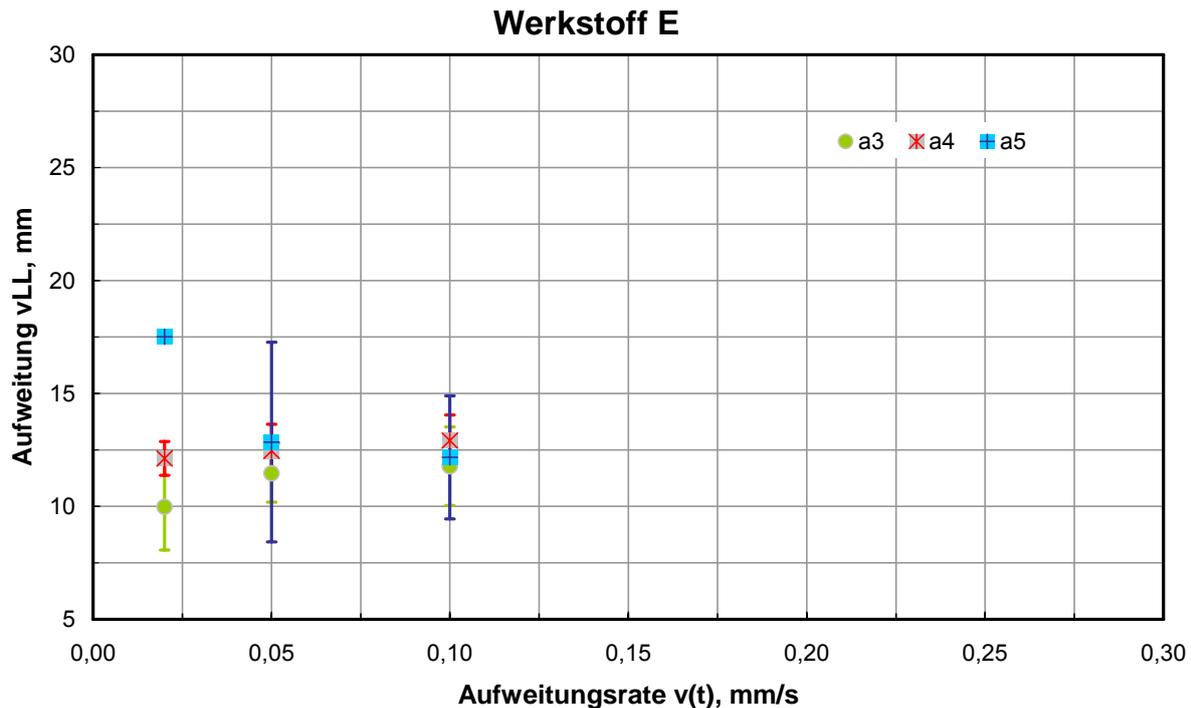


Bild 5-14: Diagramm Aufweitung-Aufweitungsrates Stahl E

Stahl E wird ebenfalls in den Legierungen a3, a4 und a5 getestet. Wie in [Bild 5-14](#) dargestellt, zeigt sich für die Versuche in a4 kein deutlicher Einfluss aus der Änderung der Aufweitungsrates. Insgesamt deutet sich eine leicht fallende Tendenz mit Zunahme der Verweildauer an. Dieser Einfluss ist bei den Versuchen in a3 stärker ausgeprägt und erreicht mit einem Wert der Aufweitung von $\Delta v_{LL} \approx 10 \text{ mm}$ das Minimum dieser Versuchsserie. Die Versuche in Legierung a5 zeigen den entgegengesetzten Effekt. Während sich beim Übergang von 0,1 mm/s auf 0,05 mm/s nur ein leichter Anstieg in der erzielten Aufweitung feststellen lässt, steigt die Aufweitung bei Rissbildung für 0,02 mm/s deutlich auf den Maximalwert dieser Serie von 17,5 mm.

5.3.2 Metallographische Untersuchung der Risspitze

Für die Untersuchung werden exemplarisch einzelne Proben an der Oberfläche abgeschliffen und die Risspitze im Längsschliff betrachtet. Der Rissverlauf ist generell interkristallin. An der Spitze ist häufig eine Verästelung des Risses und eine damit verbundene Auflösung der Risspitze zu erkennen. Insbesondere bei den Aufnahmen der Proben aus den Versuchen mit Legierung a0 ([Tabelle 5-4](#)) und a2 ([Tabelle 5-5](#)) zeigt sich deutlich ein Angriff an den Korngrenzen und ein Bereich mit Schädigung der Mikrostruktur vor der Risspitze. Dieses lässt sich in den Aufnahmen aus dem Verzinkungsversuch mit Werkstoff C in Legierung a1 ([Tabelle 5-6](#)) nicht erkennen. Dort ist lediglich die Risspitze, jedoch keine Schädigung der umliegenden Kornstruktur auszumachen. Bei den Versuchen mit Stahl B in Legierung a1 ist zwar auch eine definierte Risspitze zu erkennen, jedoch führt die zur Rissbildung benötigte längere Verweildauer hier wieder zu Korngrenzenangriffen auch im Bereich vor der Risspitze.

Unter Einwirkung von Legierung a3 ist sowohl bei Stahl D als auch bei Stahl E vor der Risspitze ein Bereich angegriffener Korngrenzen zu erkennen, insbesondere bei Stahl D ([Tabelle 5-7](#)). In Legierung a4 hingegen zeigt sich eine weitestgehend definierte Risspitze ([Tabelle 5-8](#)), die zwar bei Stahl D stark ausgeprägt ist und Nebenrisse aufweist, wo aber kein bereichsweiser Korngrenzenangriff feststellbar ist. Ähnliches lässt sich an Stahl E fin-

den, die Risspitzenausbildung ist hier lediglich feiner und läuft kaum sichtbar entlang der Korngrenzen ohne die umliegenden Korngrenzen in einem weiteren Bereich zu schädigen. Eine solche feine Ausbildung der Risspitze zeigt sich auch mit Legierung a5 (Tabelle 5-9). Jedoch findet eine bereichsweise Ausdehnung der Schädigung an der Risspitze bei beiden Stählen statt, wenn auch bei weitem nicht so ausgeprägt wie unter Einwirkung von Legierung a3.

Tabelle 5-4: Rissspitzen, Legierung a0

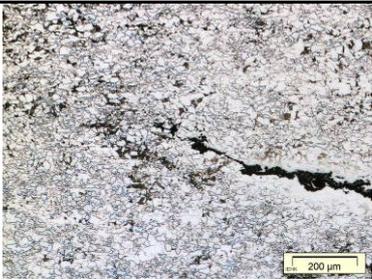
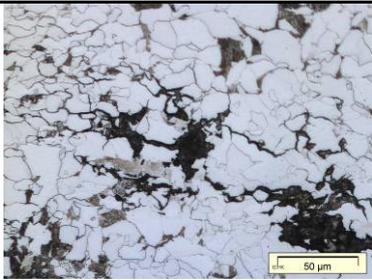
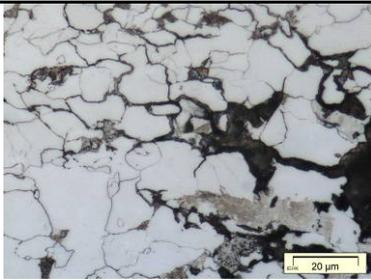
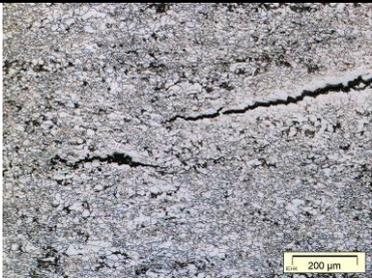
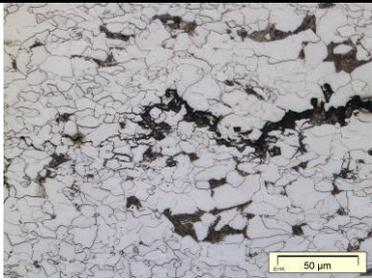
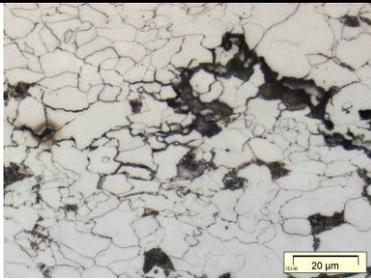
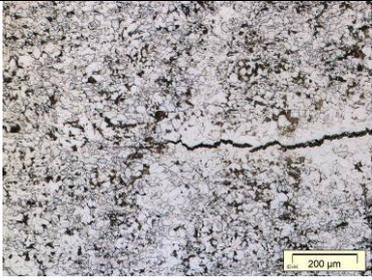
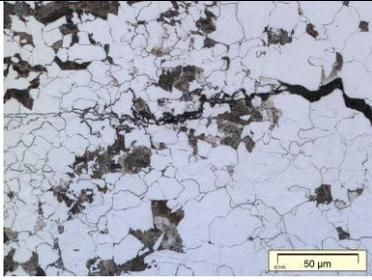
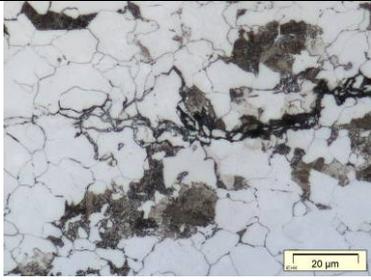
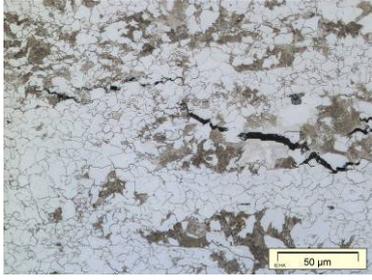
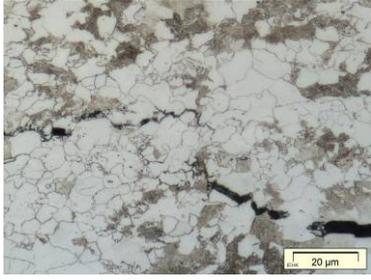
Probe	x100	x500	x1000
a0 A 06			
a0 A 10			
a0 B 02			
a0 C 02			

Tabelle 5-5: Risspitze, Legierung a1

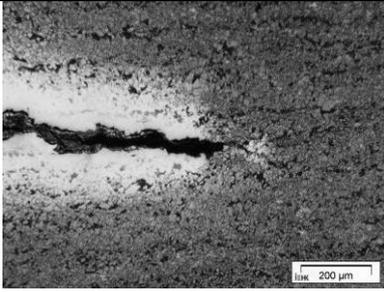
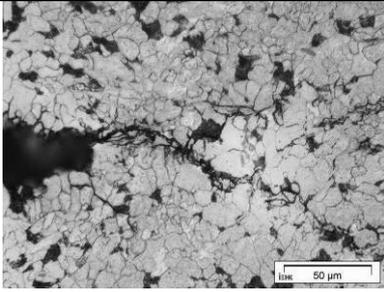
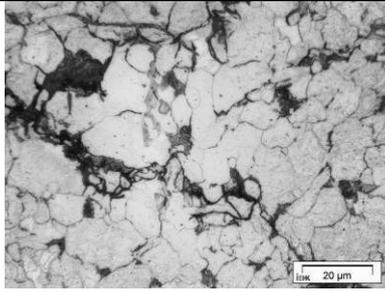
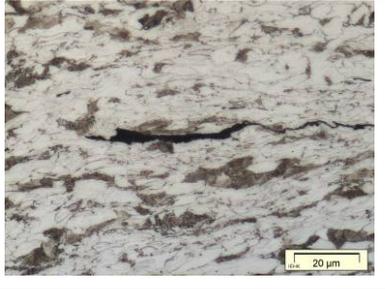
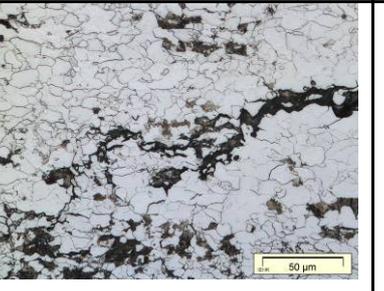
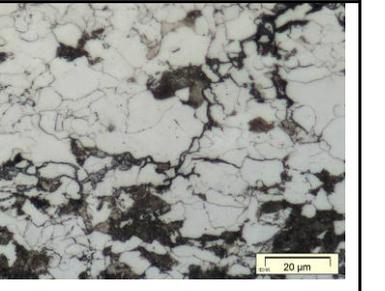
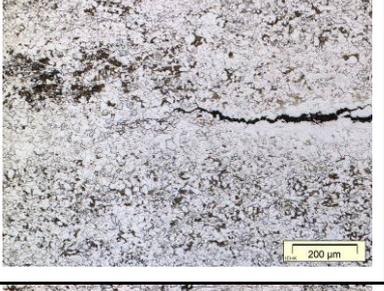
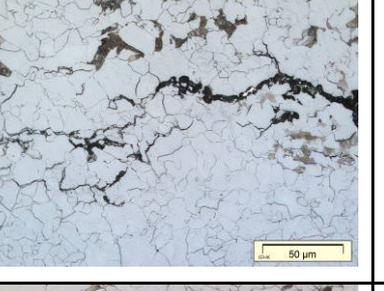
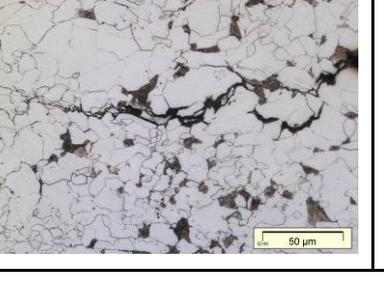
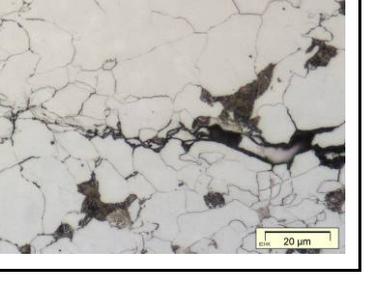
Probe	x100	x500	x1000
a1 B 34			
a1 C			

Tabelle 5-6: Risspitzen, Legierung a2

Probe	x100	x500	x1000
a2 A 19			
a2 B 20			
a2 B 24			

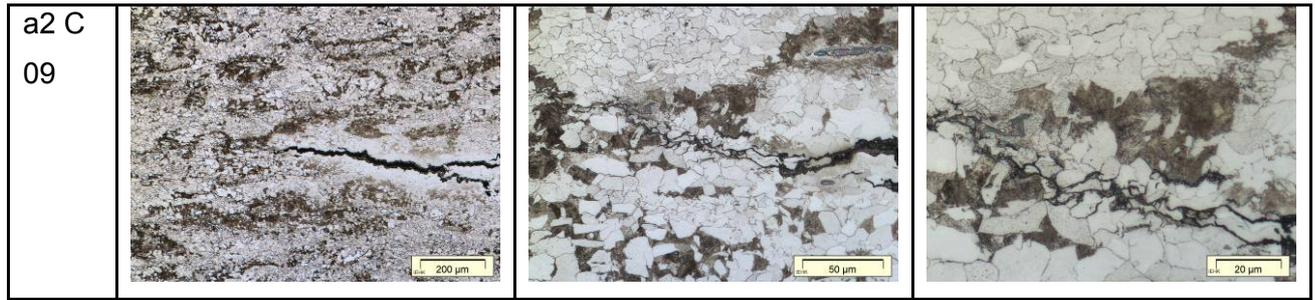


Tabelle 5-7: Risspitze, Legierung a3

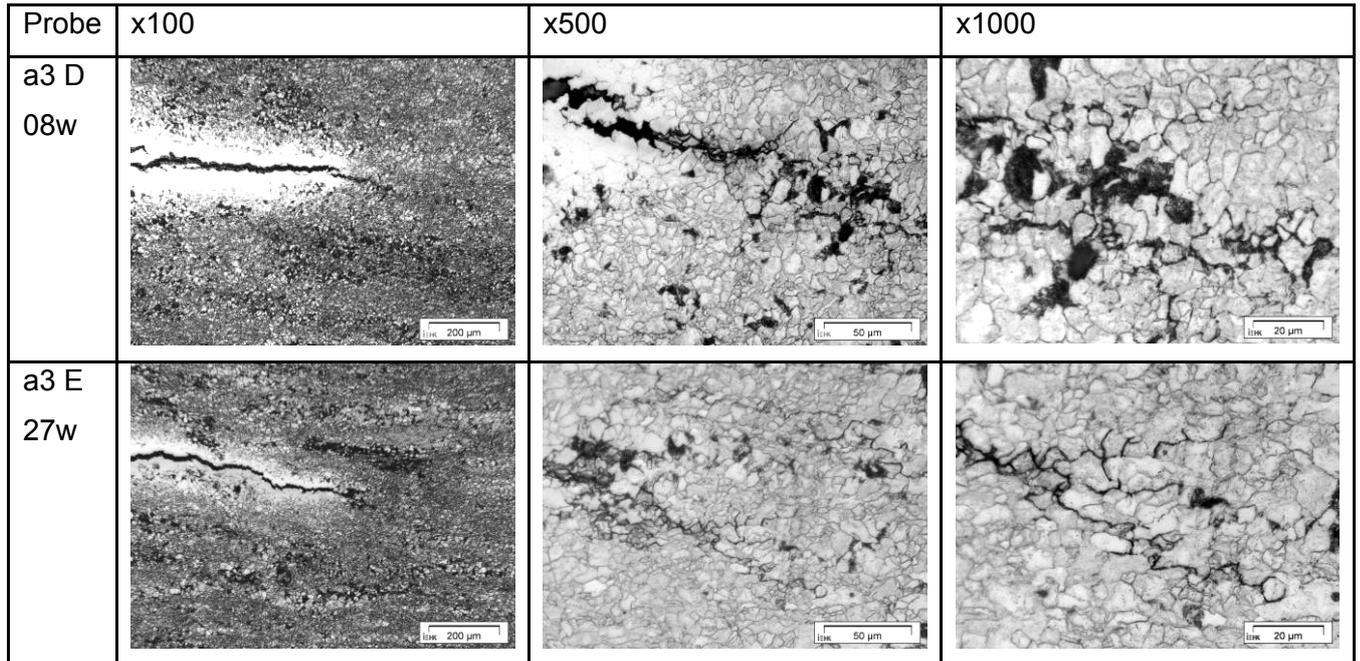


Tabelle 5-8: Risspitze, Legierung a4

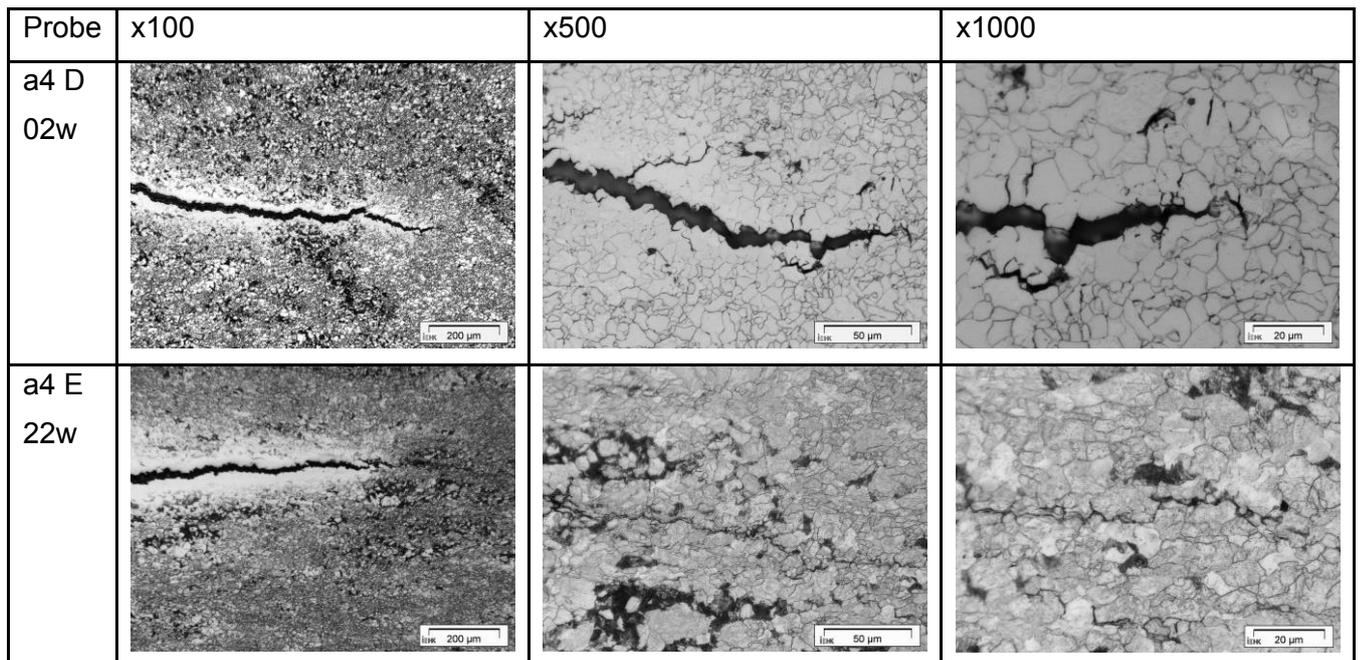
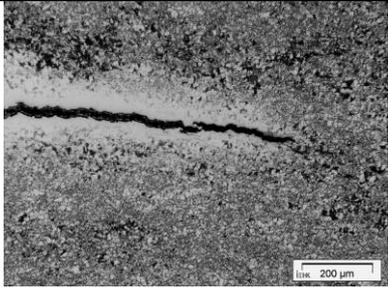
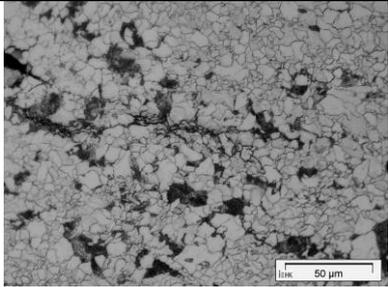
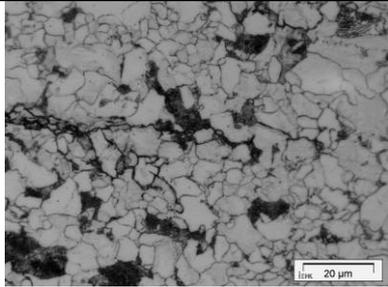
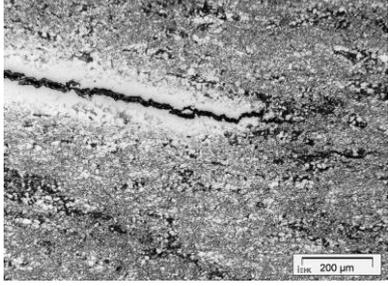
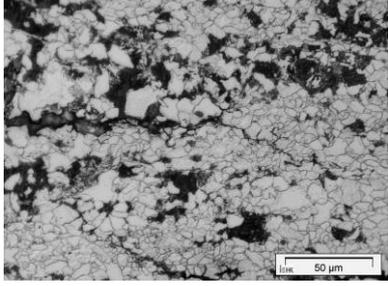
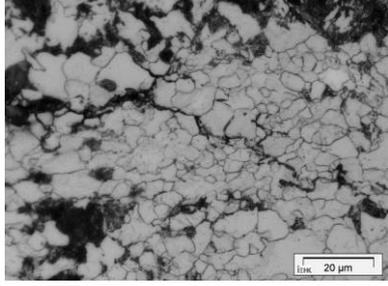


Tabelle 5-9: Risspitze, Legierung a5

Probe	x100	x500	x1000
a5 D 06w			
a5 E 23w			

5.4 Zusammenfassung der Kleinprobenversuche und Diskussion der Messergebnisse

Im Rahmen dieses Projektes werden sechs unterschiedliche Zinklegierungen und fünf verschiedene Stähle aus zwei Festigkeitsklassen untersucht. Hierdurch kann ein weiterer Bereich der in der Praxis vorkommenden Kombinationen von Werkstoff und Zinklegierung abgedeckt und untersucht werden.

Nachfolgend erfolgt die Diskussion anhand der direkt gemessenen Last- und Verschiebungsmaxima, die weitere Diskussion anhand der mit FEM abgeleiteten Spannungen und Dehnungen zum Zeitpunkt des Bruchs erfolgt in [Kapitel 6](#).

Die Zinklegierungen a0, a1 und a2 werden für die Versuchsreihen mit den Stahlsorten A, B und C verwendet. Hier zeigt sich deutlich, dass insbesondere a2 die Rissbildung begünstigt. Bei den meisten Stählen führen die Versuche in a2 zu den niedrigsten Werten sowohl hinsichtlich der maximal erreichbaren Prüflast als auch der korrespondierenden Aufweitung bei Rissbildung in der LNT-Probe. Ähnlich niedrige Werte werden bei den Versuchen in a0 erreicht. Die Legierungskonzepte von a0 und a2 sind hinsichtlich der Gehalte an Eisen, Nickel und Aluminium nahezu identisch. Der Gehalt an Wismuth ist in a0 doppelt so hoch wie in a2. Beide Zinklegierungen haben einen ähnlich hohen Gehalt an Zinn. Der größte Unterschied besteht im Bleigehalt. Während die Zinklegierung a0 kein Blei enthält, weist Zinklegierung a2 zusätzlich einen Bleigehalt in der Größenordnung des Zinngehaltes auf. Die Ergebnisse zeigen bei den hier untersuchten Stählen, dass die Zugabe von Blei die Rissbildung begünstigt.

Eine Verallgemeinerung dieser Aussage und generelle Übertragung auf andere Legierungen ist jedoch nicht möglich, wie die Ergebnisse der Versuche in a1 zeigen. In dieser zinnfreien Legierung ist nach Zink Blei der Hauptbestandteil. Bei allen drei Stählen führen die Versuche in Legierung a1 jedoch zu den mit Abstand besten Ergebnissen hinsichtlich der maximal erreichbaren Prüflast und der korrespondierenden Aufweitung. Hieraus lässt sich die Vermutung aufstellen, dass hinsichtlich des Einflusses aus der Zinklegierung ein erhöhter Gehalt an Zinn, wie er in a0 und a2 zu finden ist, die Neigung zur Rissbildung erheblich verstärkt.

Bei den Versuchen in Zinklegierung a1 zeigen sich weiterhin mögliche Einflüsse aus Zähigkeit und Festigkeit des Stahls. Bei Verwendung von Stahl A, der die mit Abstand größte Kerbschlagarbeit aufweist, können in Legierung a1 keine Risse erzeugt werden. Stahl C hingegen erweist sich auch in Zinklegierung a1 als anfällig für eine Rissbildung. Bei Stahl B führt erst eine Verlängerung der Verweildauer in Zinklegierung a1 während der Versuchsdurchführung zur Rissbildung in der LNT-Probe. Die beiden Stähle B und C haben zwar eine annähernd gleiche Zähigkeit, unterscheiden sich jedoch eben in ihrer Festigkeit. Dies weist darauf hin, dass bei Stählen mit ähnlichem Zähigkeitsniveau eine höhere Festigkeit die Rissanfälligkeit erhöhen könnte. Gleichwohl ist dies kein Beweis, denn auch tiefere Faktoren (die wiederum mit der Festigkeit verknüpft sein können) können hierfür ursächlich sein. Vergleicht man nämlich das Legierungskonzept der Stähle B und C, so fallen große Unterschiede auf.

Ein weiterer Grund für das unterschiedliche Verhalten hinsichtlich der Neigung zur Rissbildung der drei Stähle A, B und C in Zinklegierung a1 könnte auch in der Mikrostruktur zu finden sein. Die Versuche mit Stahl A, der die geringsten Anteile an Schwefel und Phosphor aufweist, führen nicht zur Rissbildung. Die Versuche mit Stahl C führen unabhängig von der Verweildauer der LNT-Probe im Zinkbad immer zur Rissbildung. Stahl C weist den höchsten Anteil an Phosphor und Schwefel auf (ebenso wie die Anteile an Kohlenstoff, Molybdän, Nickel, Chrom und Kupfer). Mangansulfide könnten einen Flüssigmetallangriff aus der Zinklegierung und eine daraus resultierende Schädigung der Mikrostruktur begünstigen, dies ist aber hier spekulativ.

Bei den Versuchsserien mit Stahl D und E in den Legierungen a3, a4 und a5 zeigt sich bei den beiden höheren der drei gewählten Aufweitungsraten kein signifikanter Unterschied in den erreichten Last- und Aufweitungswerten. Lediglich in der niedrigsten Rate tritt ein Einfluss aus den unterschiedlichen Zinklegierungen in den Vordergrund.

Bei beiden Stählen führen die Versuche in Zinklegierung a5 dann zu den höchsten Werten dieser Serie, wenn mit den niedrigsten Beanspruchungsraten gefahren worden ist. Auch in Anbetracht der großen Streuungen bei a5 (bei den anderen Aufweitungsraten) ist die Aussagesicherheit in diesem Bereich noch vage. Während sich bei Stahl D kaum ein Einfluss zeigt, führt die längere Verweildauer der Proben aus Stahl E zu einer deutlichen Steigerung der Last- und Aufweitungswerte.

Bezüglich Zinklegierung a3 und a4 zeigt sich für die Auswirkung auf die Rissbildungsneigung für die beiden Stähle ein einheitliches Bild. Während die im Versuch mit Stahl D in a3 ermittelten Werte unabhängig von der Aufweitungsrate nahezu auf einem Niveau bleiben, zeichnet sich für a4 eine Tendenz ab: je länger die Verweildauer der Probe im Zinkbad, desto niedriger der erreichte Last- und Aufweitungswert bei Rissbildung. Für Stahl E zeichnet sich diese Tendenz ebenso für a3 und a4 ab.

6 Simulation der Kleinprobenversuche zur weiteren Auswertung

Aus den Kleinprobenversuchen, siehe vorheriges [Kapitel 5](#), ergeben sich Kraft-Aufweitungskurven, die bei gleicher Blechdicke untereinander vergleichbar sind. Zur Erzielung einer Vergleichbarkeit und um Aufschluss über den Beanspruchungszustand zum Versagenszeitpunkt am Kerbgrund der LNT-Probe zu gewinnen, werden die experimentell ermittelten Ergebnisse durch Simulationen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente nachgerechnet.

6.1 Das numerische Modell

In der numerischen Simulation wird der komplette Versuchsablauf abgebildet. Dazu zählt der Tauchprozess und das damit verbundene Aufheizen der Probe durch die flüssige Zinkschmelze, der sich in die Schritte „Eintauchen“ und „Verweilen“ unterteilt, sowie das Aufbringen der mechanischen Belastung durch die Prüfmaschine. Die im Zeitschrittverfahren ablaufende Simulation unterteilt sich programmseitig in eine Temperaturberechnung und eine Spannungs-Dehnungs-Berechnung.

6.1.1 Thermische Berechnung

Mit der thermischen Berechnung werden die sich während des Versuches aus der Temperaturbeanspruchung der Zinkschmelze ergebenden Temperaturfelder bestimmt. Der konvektive Wärmeübergang ist vom Temperaturunterschied zwischen dem Festkörper und dem flüssigen Umgebungsmedium und einem effektiven Wärmeübergangskoeffizienten abhängig.

Zur Bestimmung des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten werden in separaten Tauchversuchen für jede Zinkschmelzenlegierung mit speziellen Probekörpern Temperaturganglinien ermittelt. Anhand dieser Ganglinien können durch Simulation der Tauchversuche ebenfalls mit Hilfe Finiter Elemente die effektiven Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt werden, siehe [Bild 6-1](#). Diese Wärmeübergangskoeffizienten sind aufgrund des „Fest-Flüssig“-Umwandlungsverhaltens bei Temperaturen $< 419^{\circ}\text{C}$ über die Legierungszusammensetzung hinaus auch temperatur- und blechdickenabhängig. Sie werden als temperaturabhängige Effektivwerte in die Simulation des Kleinprobenversuches eingeführt.

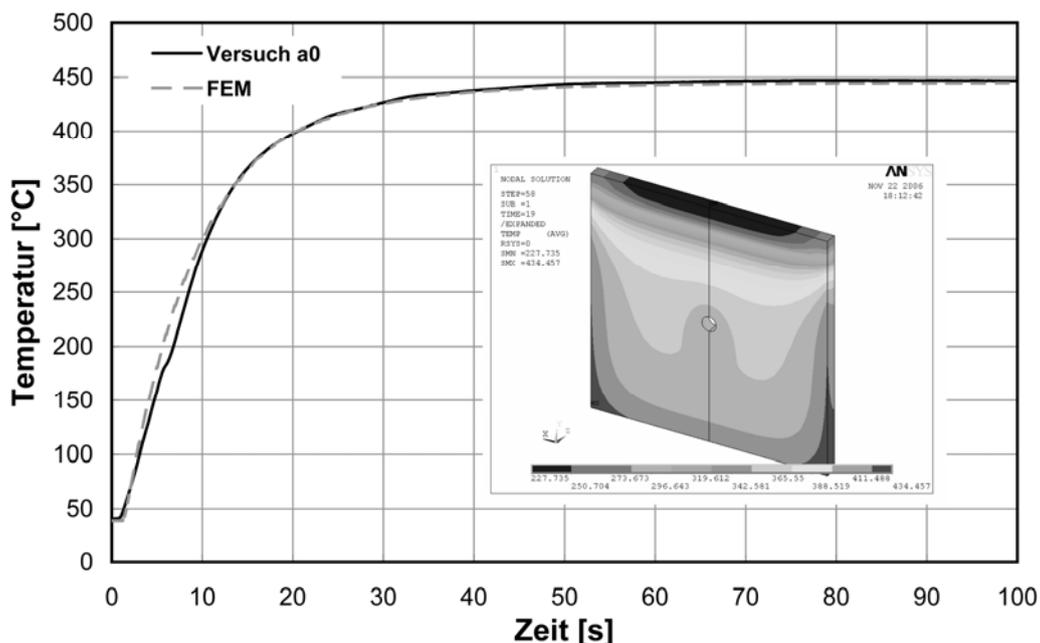


Bild 6-1: Temperaturganglinien aus Versuch und Simulation und Temperaturverteilung im numerischen Modell

Der Verzinkungsprozess lässt sich so in Form eines konvektiven Wärmeübergangs von der Zinkschmelze auf den Probekörper simulieren.

Die Zinkschmelze stellt mit einer Betriebstemperatur von ca. 445°C eine definierte Temperaturbeanspruchung dar. Eine geringfügige Verringerung der Temperatur der Zinkschmelze, die sich in der Realität durch das Eintauchen des Probekörpers einstellt, wird vernachlässigt.

6.1.2 Mechanische Berechnung

In der mechanischen Berechnung wird das Temperaturfeld aus der thermischen Berechnung mit Hilfe des Wärmeausdehnungskoeffizienten α_T in thermische Dehnungen ϵ_{th} umgerechnet und als Beanspruchung auf das Modell des Versuchskörpers aufgebracht. Die mechanische Belastung aus der Prüfmaschine wird wie im Versuch simuliert, so dass dann der Spannungs-Dehnungs-Zustand am Kerbgrund bestimmt werden kann. Die Ergebnisse werden in Kapitel 6.2 erläutert.

Das numerische Modell ist in [Bild 6-2](#) dargestellt.

Bei allen FE-Simulationen sind stets die temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungslinien, die vorher für jeden Stahl über Warmzugversuche bei verschiedenen Temperaturen ermittelt worden sind, siehe Kap. 5.2.5, berücksichtigt.

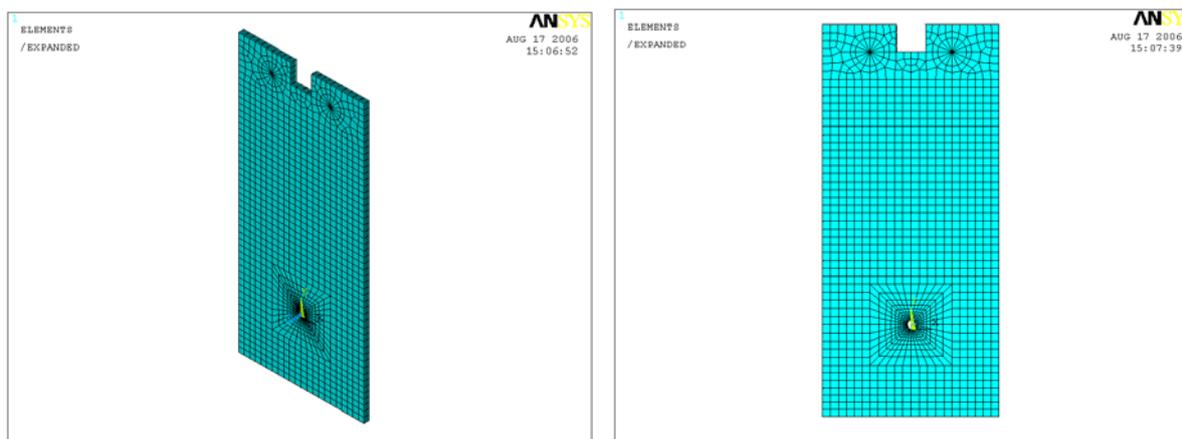


Bild 6-2: FE-Netz des numerischen Modells der L-N(T)-Probe

6.1.3 Dimensionierung der Probengeometrie

Zur Dimensionierung der Probengeometrie wurden Parameterstudien durchgeführt, um das optimale Verhältnis von Probenbreite zur Höhe des Ligaments zu ermitteln. Ziel war es, dass der Ort der maximalen Beanspruchung am unteren Rand des Kerbgrundes zu finden ist und dass die Größe der Beanspruchung ausreichend ist. In [Bild 6-3](#) ist die Verteilung der Vergleichsspannungen für zwei unterschiedliche Probengeometrien dargestellt.

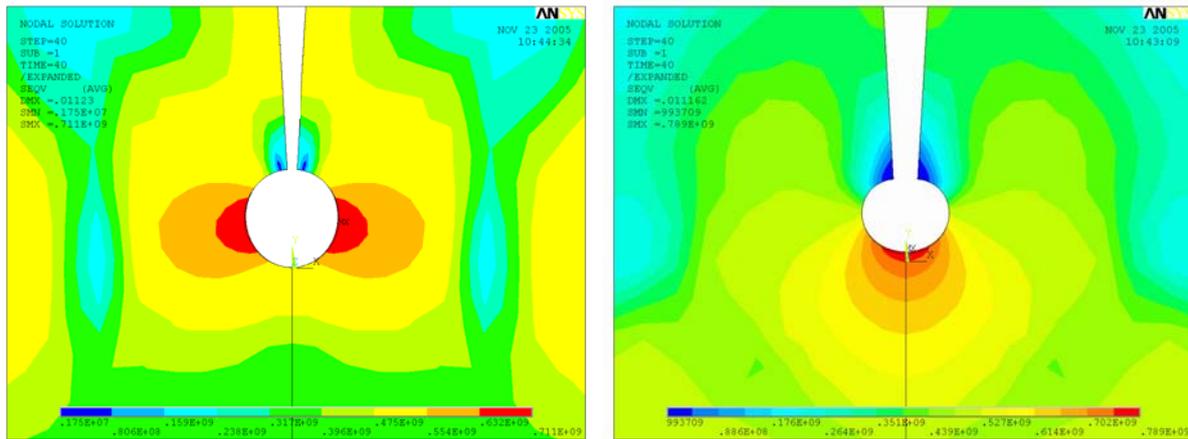


Bild 6-3: Vergleichspannungen im Bereich der Bohrung für verschiedene Probengeometrien (links: 90 mm Probenbreite, 75 mm Ligament; rechts: 120 mm Probenbreite, 60 mm Ligament)

Bei einer Probenbreite von 120 mm und einem Ligament von 60 mm zeigt sich der gewünschte Spannungs- und Dehnungszustand am Kerbgrund.

6.2 Ergebnisse der Simulationen und weitere Auswertung der Kleinprobenversuche

Mit Hilfe der Simulationen lassen sich Kraft-Aufweitungskurven bestimmen, die den Versuchskurven gegenüber gestellt werden, wie es in Bild 6-4 für einen Versuch in Schmelze a0 und in Bild 6-5 für einen Versuch an Luft bei sonst gleichen Vorbehandlungsmaßnahmen (Beizen, Fluxen) bei 445°C beispielhaft gezeigt ist. Bei dem Versuch an Luft erreicht der Hydraulikzylinder der Prüfmaschine seinen maximalen Kolbenweg ohne Rissbildung der Probe, was die zum Ende des Kurvenverlaufs in Bild 6-5 deutlich zu erkennende Lastzunahme zur Folge hat (Endlage Zylinder). Aufgrund der Querhauptposition im Prüfmaschinenrahmen ist die maximale Aufweitung hier rund 5mm geringer als bei den vorher gezeigten Ergebnissen der Verzinkungsversuche.

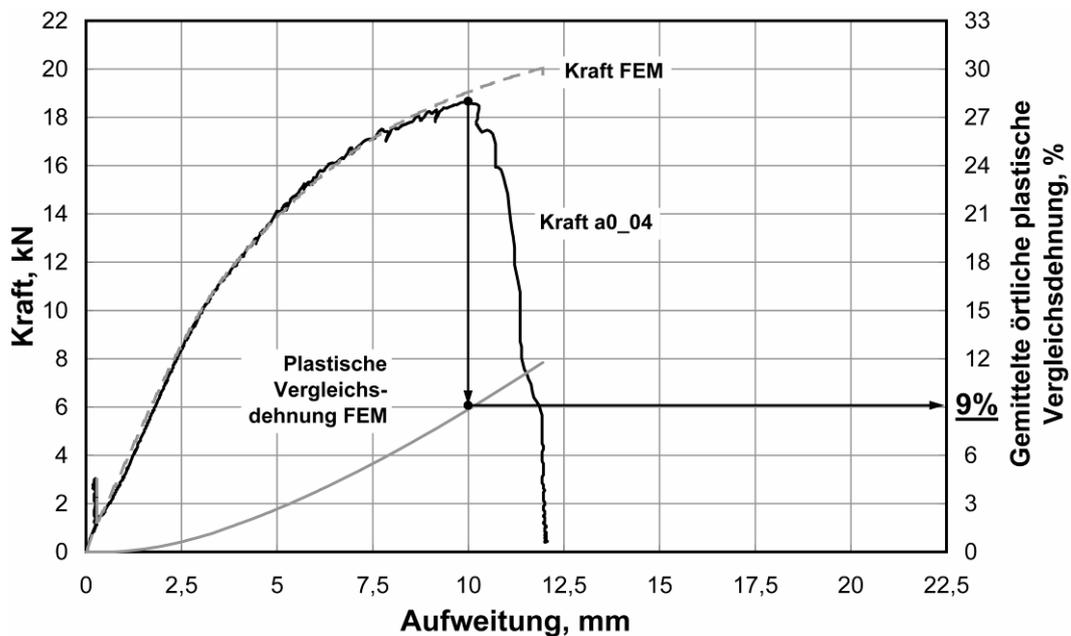


Bild 6-4: Kraft-Aufweitungskurven aus Versuch und Simulation mit Ermittlung der plastischen Vergleichsdehnung für Versuch a0_LNT-04

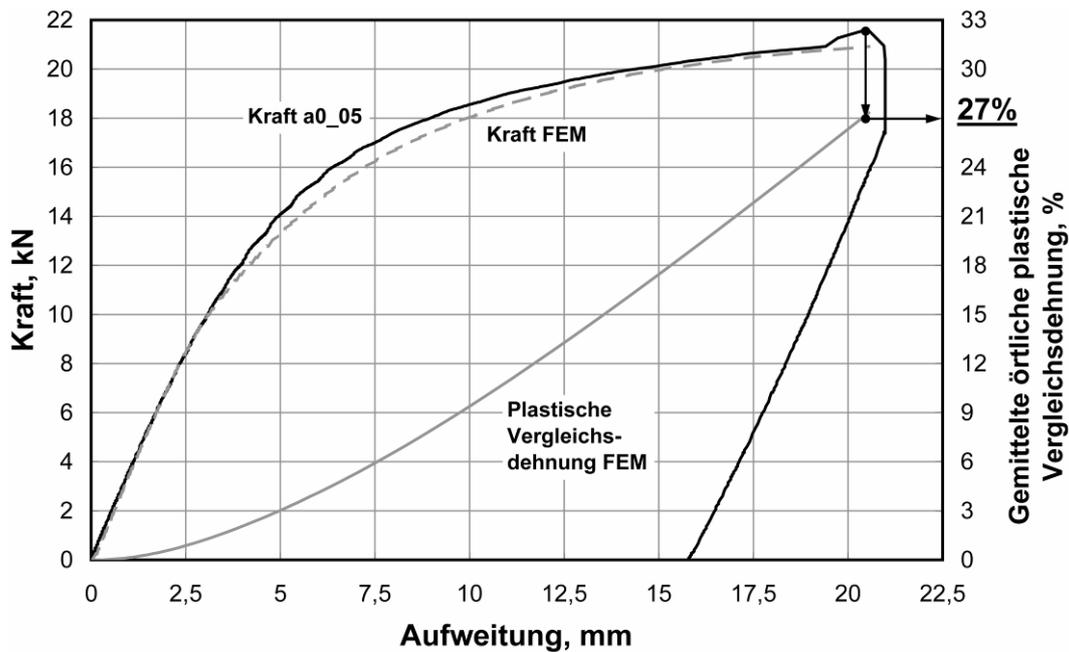


Bild 6-5: Vergleich der Kraft-Aufweitungskurven aus Versuch und Simulation mit Ermittlung der plastischen Vergleichsdehnung für einen Versuch an Luft bei ca. 445°C

Es zeigt sich, dass die mit dem numerischen Modell berechneten Kraft-Aufweitungskurven eine sehr gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen aufweisen. Die Berechnung erfolgt bis zu den experimentell ermittelten Maximalaufweitungen.

Zur Bestimmung des Beanspruchungszustands am Kerbgrund des Versuchskörpers während des Versuches und insbesondere zum Zeitpunkt des Bruchs werden die Spannungen σ_x und die plastischen Dehnungen $\varepsilon_{pl,x}$ jeweils in tangentialer Richtung des Kerbgrundes aus dem Modell ausgewertet. Des Weiteren wurde die von-Mises-Vergleichsspannung σ_v nach Gleichung 6.1 aus den Spannungskomponenten σ_x , σ_y , σ_z , τ_{xy} , τ_{xz} und τ_{yz}

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x \sigma_y - \sigma_x \sigma_z - \sigma_y \sigma_z + 3 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2)} \quad (6.1)$$

bzw. mit den Hauptspannungen σ_1 , σ_2 und σ_3 nach Gleichung 2

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2} \quad (6.2)$$

sowie die plastische Vergleichsdehnung $\varepsilon_{pl,v}$ nach Gleichung 3

$$\varepsilon_{pl,v} = \int \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{pl} \dot{\varepsilon}_{pl}} dt \quad (6.3)$$

bestimmt.

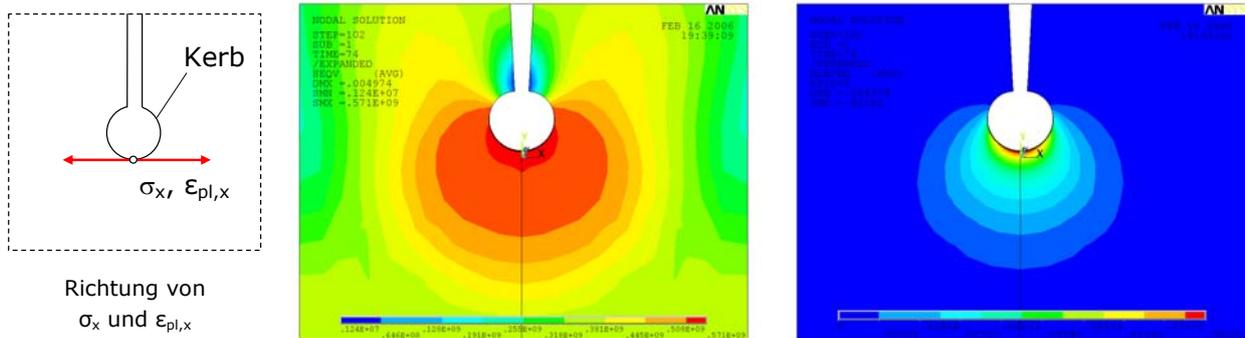


Bild 6-6: Verteilung der Beanspruchungen am Kerbgrund: von-Mises-Vergleichsspannung (links), plastische Vergleichsdehnung (rechts)

Um den örtlichen Beanspruchungszustand am Kerbgrund zum Zeitpunkt der Rissinitiierung darzustellen, wird bei hinreichend genauer Übereinstimmung der Versuchs- und Simulationkurven der Zeitpunkt der Rissinitiierung aus der Kraft-Aufweitungskurve des Versuchs auf die Kurve der Beanspruchung (σ_x , σ_v , $\epsilon_{pl,x}$ oder $\epsilon_{pl,v}$) übertragen und der Wert für diesen Zeitpunkt ausgelesen ([Bild 6-4](#), [Bild 6-5](#)).

Auf diese Weise lässt sich für jeden durchgeführten Versuch ein Beanspruchungszustand zum Zeitpunkt der Rissinitiierung definieren. Dieser Beanspruchungszustand lässt sich als Punkt mit den Wertepaaren „gemittelte örtliche plastische Vergleichsdehnung“ und „gemittelte örtliche Vergleichsspannung“ grafisch darstellen. Die am Kerbgrund örtlich gewonnenen Spannungs-Dehnungs-Beanspruchungen verändern sich über die Blechdicke geringfügig. Sie werden der Einfachheit halber über die Blechdicke gemittelt und tragen deshalb den Zusatz „gemittelt“.

6.2.1 Weitere Auswertung der Werkstoffe A, B und C und mit Hilfe der Simulationen

In [Bild 6-7](#), [Bild 6-8](#) und [Bild 6-9](#) werden die Wertepaare des Beanspruchungszustands am Kerbgrund für die Versuchsreihen mit den Werkstoffen A, B und C in den drei vorgestellten Zinkschmelzen a0, a1 und a2 und aus Referenzgründen an Luft bei $T = 445^\circ\text{C}$ (für Werkstoff A mit identischer Vorbehandlung bezüglich Beize und Flussmittel) gezeigt.

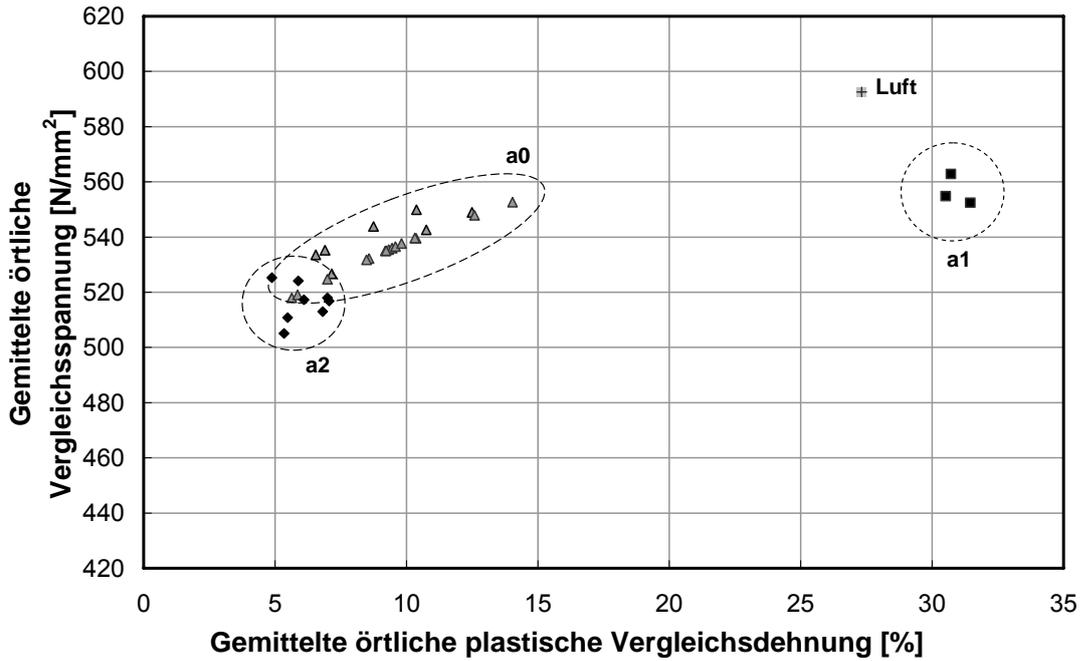


Bild 6-7: Punkte des Beanspruchungszustandes am Kerbgrund bei Rissinitiierung für die Versuchsreihen mit den Zinkschmelzen a0, a1 und a2 und Material A (S460N)

Für die Versuche mit der Zinkschmelze a1 und den Versuch an Luft bei ca. 445°C ergeben sich plastische Vergleichsdehnungen bei Erreichen des maximalen Maschinenweges zwischen 27% und 32%, und zwar ohne dass ein Bruch eingetreten ist. Für die Zinkschmelze a0 reduziert sich die Beanspruchung im Zustand der Rissinitiierung auf Werte zwischen 6% und 14%. Für Schmelze a2 liegen die Werte zwischen 5% und 7%.

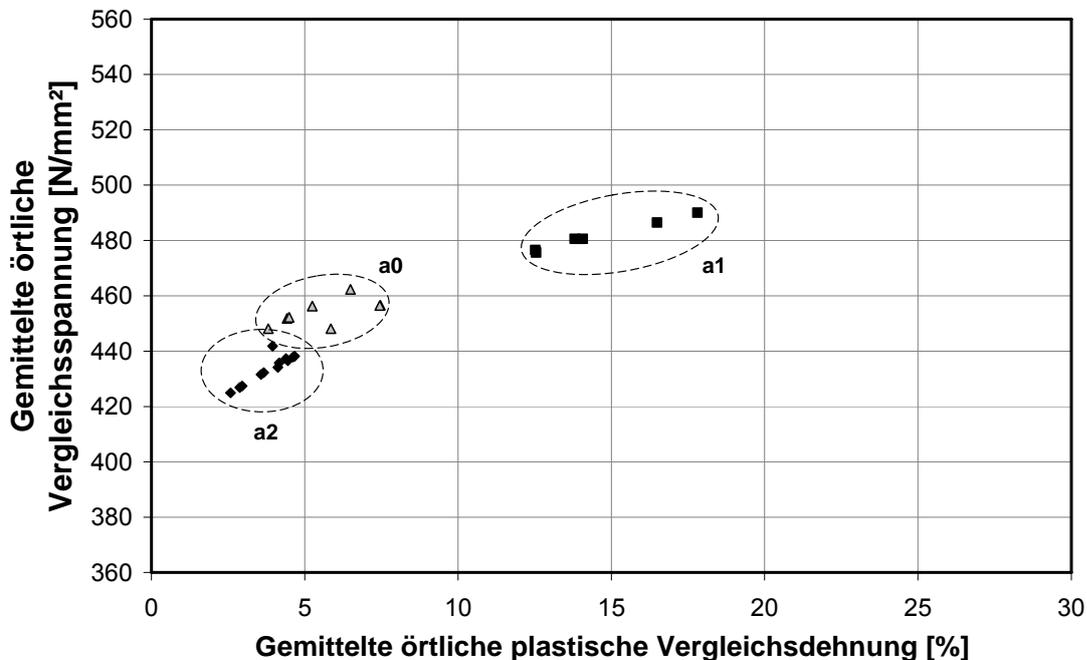


Bild 6-8: Punkte des Beanspruchungszustandes am Kerbgrund bei Rissinitiierung für die Versuchsreihen mit den Zinkschmelzen a0, a1 und a2 und Material B (S355JR)

Für Werkstoff B stellt sich das Bild qualitativ ähnlich dar. Allerdings reduzieren sich die Spannungs- und Dehnungswerte quantitativ. In Schmelze a1 werden plastische Vergleichsdehnungen zwischen 12% und 18% erreicht. Für die Zinkschmelze a0 reduziert sich die Beanspruchung im Zustand der Rissinitiierung auf Werte zwischen 4% und 8%. Für Schmelze a2 liegen die Werte zwischen 2,5% und 5%.

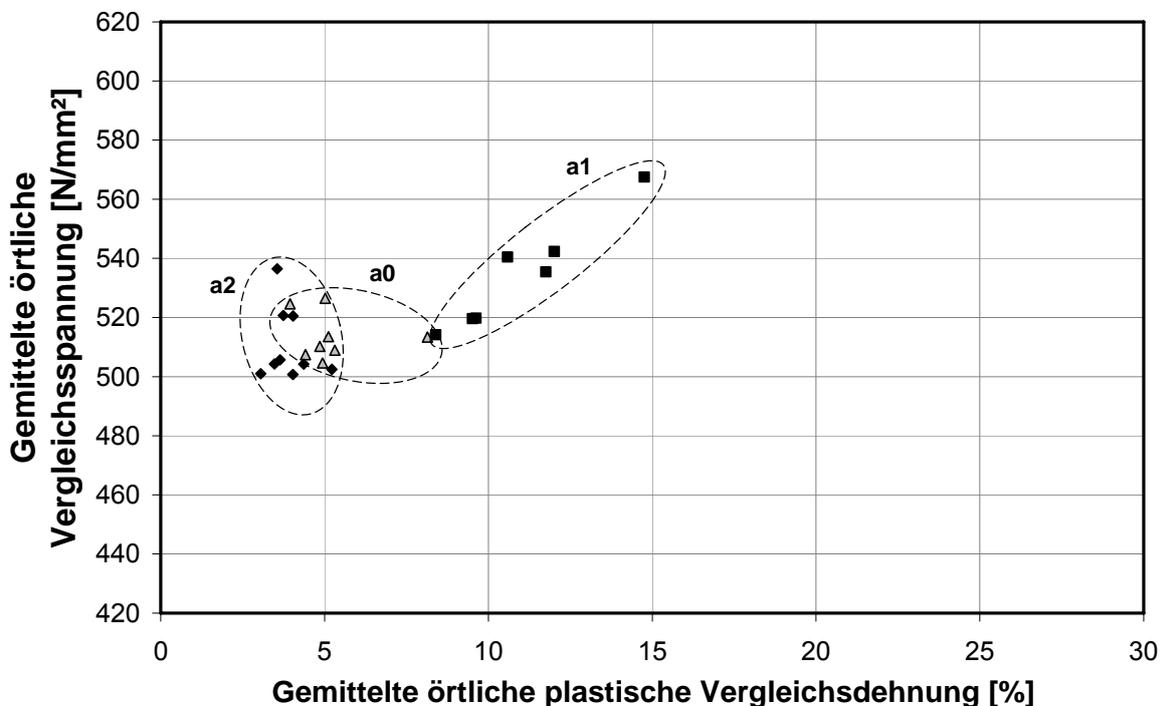


Bild 6-9: Punkte des Beanspruchungszustandes am Kerbgrund bei Rissinitiierung für die Versuchsreihen mit den Zinkschmelzen a0, a1 und a2 und Material C (S460M)

Auch für Werkstoff C zeigt sich ein ähnliches Bild. Hier reduzieren sich in Schmelze a1 die Werte der plastischen Vergleichsdehnung auf 8% bis 15%. Für die Zinkschmelze a0 liegen die Beanspruchungen im Zustand der Rissinitiierung bei Werten zwischen 4% und 8%. Für Schmelze a2 liegen die Werte zwischen 3% und 5%.

Wie aus der Abbildungen ersichtlich wird ist die Variation der vorhandenen Vergleichsspannung im Bruchzustand relativ gering, da die Steigung der Spannungs-Dehnungs-Kurven im plastischen Bereich flach ist. Dahingegen zeigen sich deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Schmelzen bei der Vergleichsdehnung.

6.2.2 Weitere Auswertung der Werkstoffe A, B, C, D und E mit Hilfe der Simulationen

In Bild 6-10 sind die Grenzdehnungen (gemittelte örtliche plastische Vergleichsdehnung) zum Zeitpunkt des Bruchs (Bruchdehnungen) für die Stähle A bis E und ihrer Streubreiten aufgetragen. Auch hier lassen sich die besprochenen Einflüsse gut erkennen.

Für Material D und E lässt sich in dieser Darstellung (in der keine weitere Differenzierung der weiteren Parameter gemacht wird) kein Unterschied hinsichtlich der Rissbildung erkennen. Weiteres jedoch dazu siehe Kap. 5.

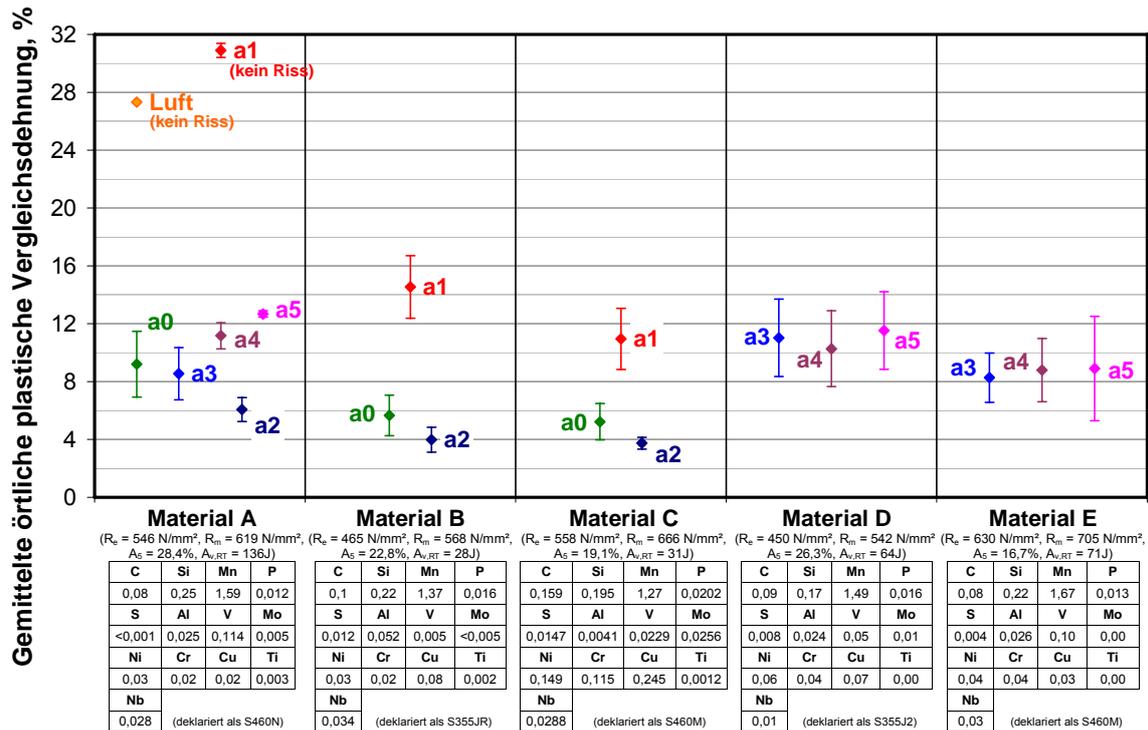


Bild 6-10: Gegenüberstellung der gemittelten örtlichen plastischen Vergleichsdehnung im Bruchzustand der untersuchten Zinkschmelzen und der untersuchten Werkstoffe

6.2.2.1 Einfluss der Zinkschmelzenzusammensetzung

Die Beurteilung des Einflusses verschiedener Zinkschmelzenzusammensetzungen auf die Rissbildung hat getrennt nach den Materialien, also ausschließlich vertikal in den Spalten von Bild 6-10, zu erfolgen. Ein horizontaler Vergleich der Ergebnisse führt zu einer Vermischung der Einflüsse aus der Schmelze und aus dem Material, was zu Fehlinterpretationen führen kann.

Bei der Auswertung der Ergebnisse zeigen sich folgende Effekte:

- in Abhängigkeit von der Schmelzenzusammensetzung tritt ein sehr starker Duktilitätsverlust gegenüber dem Versuchswert bei einer Umgebungstemperatur von 450°C auf
- für Material A zeigt sich, dass die konventionelle (zinnfreie) Schmelze a1 die besten Werte liefert, es kann kein Riss erzeugt werden. Bei den anderen (zinnhaltigen) Schmelzen treten Risse auf einem vergleichsweise sehr niedrigen Bruchdehnungsniveau auf. Eine Differenzierung der Ergebnisse der Schmelzen a0, a2 – a5 zeigt, dass die mit 0,8% Sn legierte Schmelze noch am besten abschneidet. Die Erhöhung des Zinn-Gehaltes auf 1,2% führt zu einer deutlichen Reduzierung der ertragbaren Dehnung, das anschließende, additive Zulegieren von Blei auf 1% lässt die ertragbaren Dehnungen noch weiter absinken. Die beiden Legierungen mit einem Zinn-Gehalt von 0,3% und hohem Bleigehalt von 0,9% bzw. 1,0% reihen sich zwischen die Schmelze a5 und a2 ein.
- für Material B und C bestätigt sich die Aussage, dass die Schmelze a1 gegenüber den Schmelzen a0 und a2 deutlich höhere Vergleichsdehnungen zulässt.
- für Material D und E zeigt sich, dass sich bei der Auftragung „über alles“ kein nennenswerter Unterschied zwischen den Schmelzen a3, a4 und a5 hinsichtlich ihrer Wirkung zur Rissbildung besteht, weiteres dazu siehe Kap. 5.

6.2.2.2 Einfluss des Stahls

Die Beurteilung des Einflusses der Materialgüte auf die Rissbildung hat getrennt nach den Zinkschmelzen zu erfolgen, um deren Einfluss auszuschließen. Hierbei zeigen sich folgende Effekte:

- Für die konventionelle Schmelze a1 zeigt sich, dass bei hoher Materialzähigkeit (Material A mit $A_v = 136\text{J}$) kein Riss erzeugt werden kann. Eine Rissbildung findet aber bei einer grenzwertigen Materialzähigkeit (Material B und C) auf deutlich reduziertem Dehnungsniveau statt. Es bestätigt sich, dass auch herkömmliche Zinkschmelzen einen versprödenden Einfluss auf Stahl haben.
- Für die Schmelzen a0 und a2 zeigt sich, dass eine hohe Zähigkeit des Grundmaterials den Grad der korrosiven Schädigung zwar abpuffern kann. Es findet aber auch hier eine Rissbildung auf niedrigem Dehnungsniveau statt. Bei niedrigeren Zähigkeitswerten fällt entsprechend auch der Duktilitätsverlust noch stärker aus.
- Für die Schmelzen a3, a4 und a5 ist kein ausgeprägter Einfluss der Materialgüte zu erkennen. Bei hoher und mittlerer Zähigkeit bewegen sich die Ergebnisse in einem relativ begrenzten Bruchdehnungssektor.

6.2.3 Weitere Untersuchungen zum Einfluss der Dehnraten

Wie dargestellt, lassen sich die Beanspruchbarkeiten gut und reproduzierbar in Form plastischer Bruchdehnungen unter flüssiger Schmelze für verschiedene Stähle und Zinklegierungen erfassen.

Um die schon in Kapitel 5 festgestellten Abhängigkeiten von der Dehnrates weiter zu untersuchen, wurden die Versuche mit unterschiedlichen Aufweitungsraten durchgeführt. Der Zusammenhang zwischen den plastischen Vergleichsdehnungen am Kerbgrund und der Aufweitung bei weggeregelten Versuchen nahezu linear dar. Somit lassen sich in den Versuchen definierte Dehnraten darstellen.

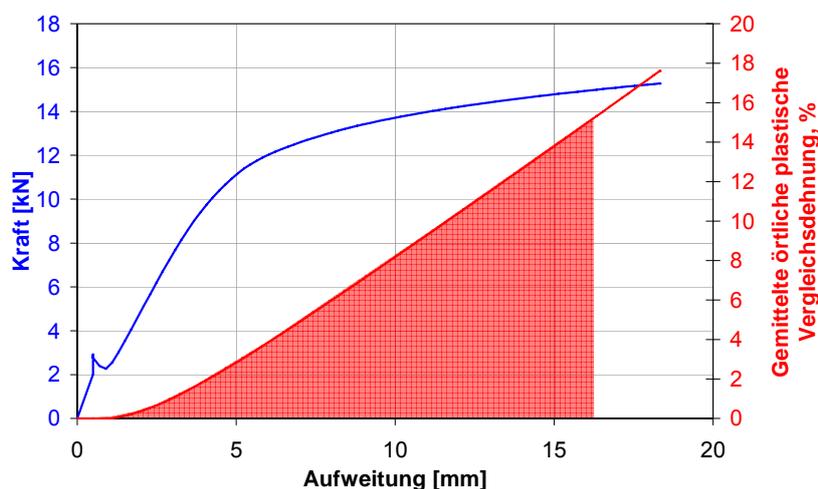


Bild 6-11: Verlauf der gemittelten plastischen Vergleichsdehnung bei aufweitungsgesteuerten Versuchen

Für die aufweitungsgeregelten Versuche mit den Schmelzen a3, a4 und a5 wurde die Dehnratenabhängigkeit der Bruchdehnungen untersucht. Um den Zeiteinfluss mit zu berücksichtigen, wurden die plastischen Dehnungen bis zur Rissinitiierung integriert und das Ergebnis logarithmiert.

$$\ln\left[\int \varepsilon_{pl}(t) dt\right] \tag{6.4}$$

Bild 6-12 und Bild 6-13 zeigen den Zusammenhang zwischen der Dehnrates und dem logarithmierten Dehnungsintegral für die Werkstoffe D und E und die Zinkschmelzen a3, a4 und a5.

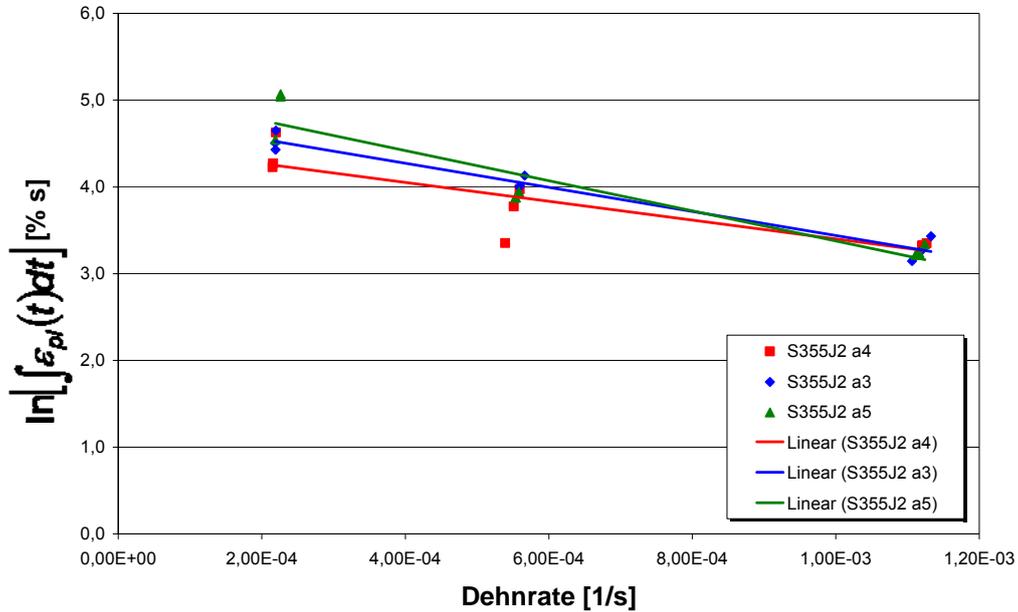


Bild 6-12: Abhängigkeit der plastischen Bruchdehnungen von der Dehnrates für Material D (S355J2)

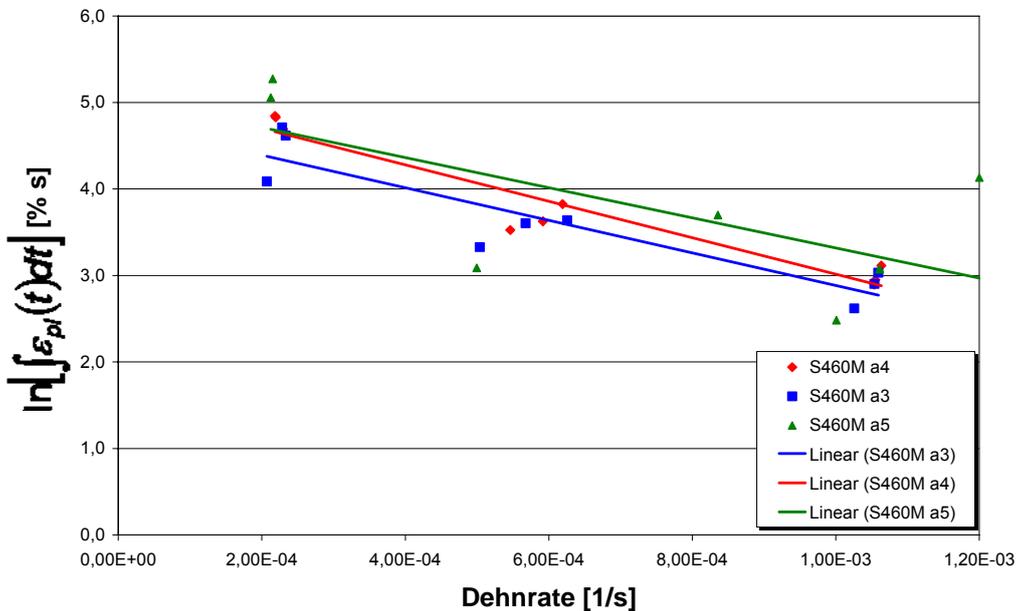


Bild 6-13: Abhängigkeit der plastischen Bruchdehnungen von der Dehnrates für Material E (S460M)

Des Weiteren ist nun möglich geworden, über die Grenzwertbildung $d\varepsilon_{pl} / dt \rightarrow 0$ „Inkubationszeiten“ (Zeiten bis Eintreten des Bruchs oder Risses) zu vorher eingestellten Spannungs-Dehnungszuständen zu ermitteln.

7.1.1 Ergebnis der Probetauchung aus Versuchsserie 1

Bild 7-2 zeigt den Probekörper nach dem Eintauchen in die Zinkschmelze.



Bild 7-2: Großprobentauchversuch IPEa550 – Probekörper nach dem Eintauchen

Wie aus Bild 7-2 ersichtlich ist, sind an beiden Trägerenden unterhalb der Kopfplatte Risse aufgetreten, die Risslängen von 450 mm bzw. 530 mm erreichen.

Die Ergebnisse der Temperatur- und Verformungsmessungen sind in Bild 7-3 dargestellt. In diesem Bild sind weiter Ergebnisse aus der FE-Nachrechnung dargestellt, die zur weiteren Erklärung der Vorgänge beim Eintauchen dienen. Die FEM-Simulationen werden in Kapitel 8 erläutert.

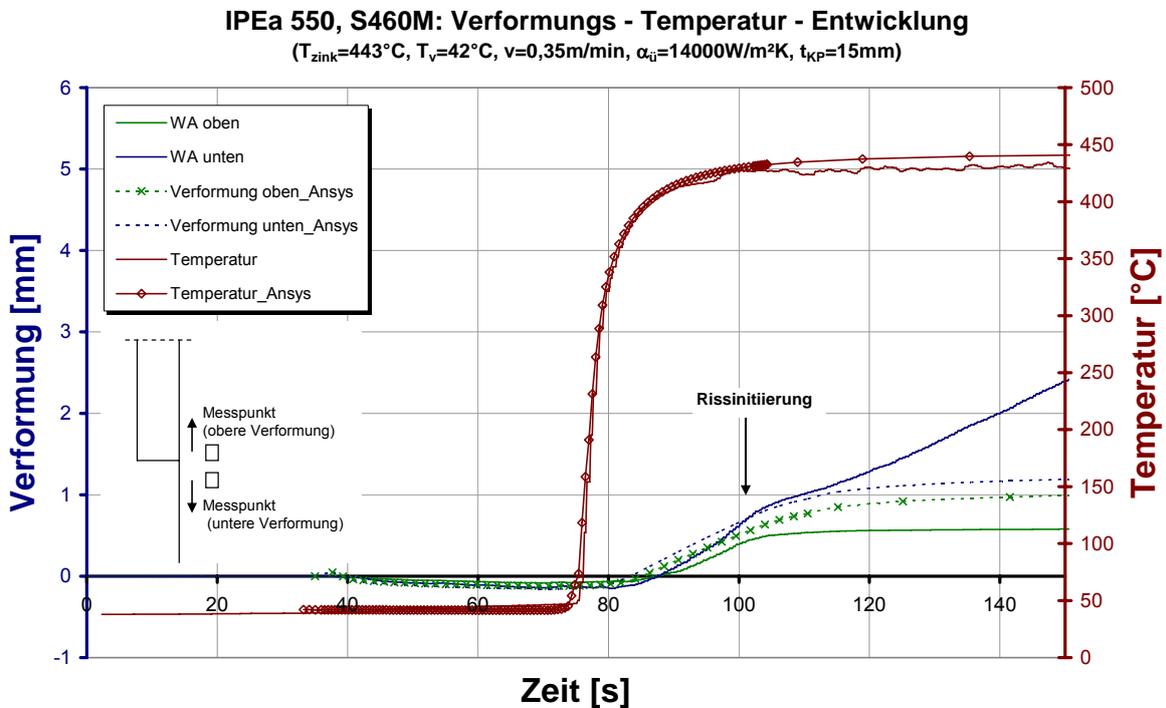


Bild 7-3: Großprobentauchversuch IPEa550 – Entwicklung der vertikalen Verformungen und der Temperatur während des Eintauchens

Messergebnisse und FE-Berechnungen zeigen eine gute Übereinstimmung. Aus den Verformungsmessungen lässt sich die Initiierung der Risse klar identifizieren. Die Unterschiede zwischen den gemessenen und den berechneten Verläufen lassen sich aus dem sich überlagernden Eigenspannungszustand aus Herstellung und Fertigung erklären [9].

7.2 Versuchsserie 2

In einer weiteren Versuchsserie wurden vier Versuchskörper gefertigt, in gleicher Weise wie in Versuchserie 1 instrumentiert und in Tauchversuchen verzinkt.

In den Versuchen mit halber Kopfplatte wurde der Einfluss der Eintauchgeschwindigkeit (0,30 m/min \leftrightarrow 1,2 m/min) sowie der Einfluss der Kopfplattendicke (15 mm \leftrightarrow 45 mm) auf die Rissbildung durch entsprechende Variationen untersucht. Neben dem Detail der halben Kopfplatte wurde zusätzlich die Ausklinkung als weiterer kritischer Konstruktionspunkt untersucht.

Generelle Anmerkung:

Zu den gewählten Eintauchgeschwindigkeiten bei den Großprobenversuchen: Mit 0,30 bzw. 1,20m/min sind die Eintauchgeschwindigkeiten sehr gering und weniger zu empfehlen. Eine höhere Eintauchgeschwindigkeit konnte jedoch wegen der Aufschwimmverhältnisse aufgrund der geringen „freien Masse“ oberhalb des Zinkspiegels nicht realisiert werden.

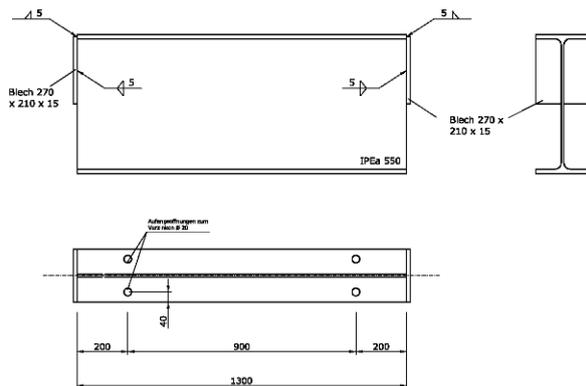


Bild 7-4: Versuchskörper mit Teilkopfplatte

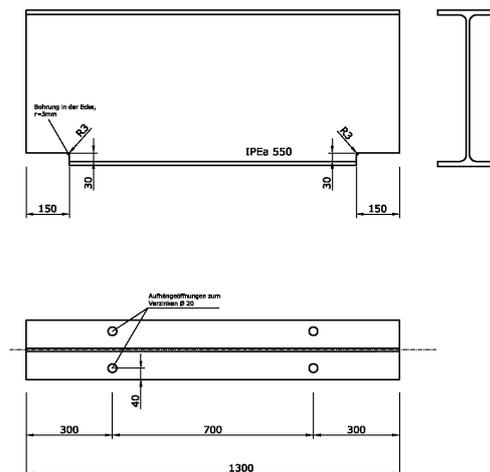


Bild 7-5: Versuchskörper mit Ausklinkungen am Untergurt

Die folgende Tabelle zeigt die durchgeführten Versuche mit den entsprechenden Parametern.

Tabelle 7-1: Parameter der Versuchsserie 2

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Eintauchgeschwindigkeit
3	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	C (S460M)	0,30 m/min
4	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	C (S460M)	0,30 m/min
5	Halbe Kopfplatte, t = 45 mm	C (S460M)	0,30 m/min
6	Halbe Kopfplatte, t = 45 mm	C (S460M)	0,30 m/min
7	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	C (S460M)	1,2 m/min
8	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	C (S460M)	1,2 m/min
9	Ausklinkung, r = 3 mm	C (S460M)	0,30 m/min
10	Ausklinkung, r = 3 mm	C (S460M)	0,30 m/min

Die in der Versuchsserie verwendete Zinkschmelze setzte sich wie folgt zusammen:
 0,25% Sn + 0,10% Pb + 0,09% Bi + 0,005% Al.

7.2.1 Ergebnis der Probetauchungen aus Versuchsserie 2

Bei den Versuchen stellten sich bis auf eine Ausnahme an allen Detailpunkten Risse ein. In Tabelle 7-2 sind die aufgenommenen Temperatur- und Verformungsverläufe sowie Bilder der Versuchskörper nach dem Verzinken zusammengestellt.

Tabelle 7-2: Ergebnisse der Versuchsserie 2

Versuch	aufgenommene Temperatur- und Verformungsverläufe	Rissbilder nach dem Verzinken
3 / 4		
5 / 6		
7 / 8		
9 / 10		

Es zeigt sich, dass bei langsamem Eintauchen sowohl an dem Träger mit einer 15mm starken Kopfplatte als auch an dem Träger mit einer dreifach so dicken Kopfplatte Risse initiieren, die weit in den Steg laufen.

Bei einer annähernd vierfach so hohen Eintauchgeschwindigkeit tritt nur auf einer Seite ein Riss auf, der aber auch weit in den Steg läuft. Allerdings ist diese Eintauchgeschwindigkeit mit 1,20m/min immer noch sehr gering und nicht zu empfehlen. Sie die Anmerkung zur Eintauchgeschwindigkeit zu Beginn von Kap. 7.2.

Der Träger mit ausgeklinkten Untergurten weist beidseitig Risse im Steg auf, die unter 45° verlaufen.

7.2.2 Vergleich der Zinkschmelzen aus den Versuchsreihen 1 und 2

Aus den gemessenen Temperaturganglinien der Versuchsserien 1 und 2 lässt sich der thermo-mechanische Einfluss der Schmelzen auf die Stahlkonstruktion quantifizieren und die Schmelzen miteinander vergleichen. Bild 7-6 zeigt die Ganglinien für die beiden Schmelzen.

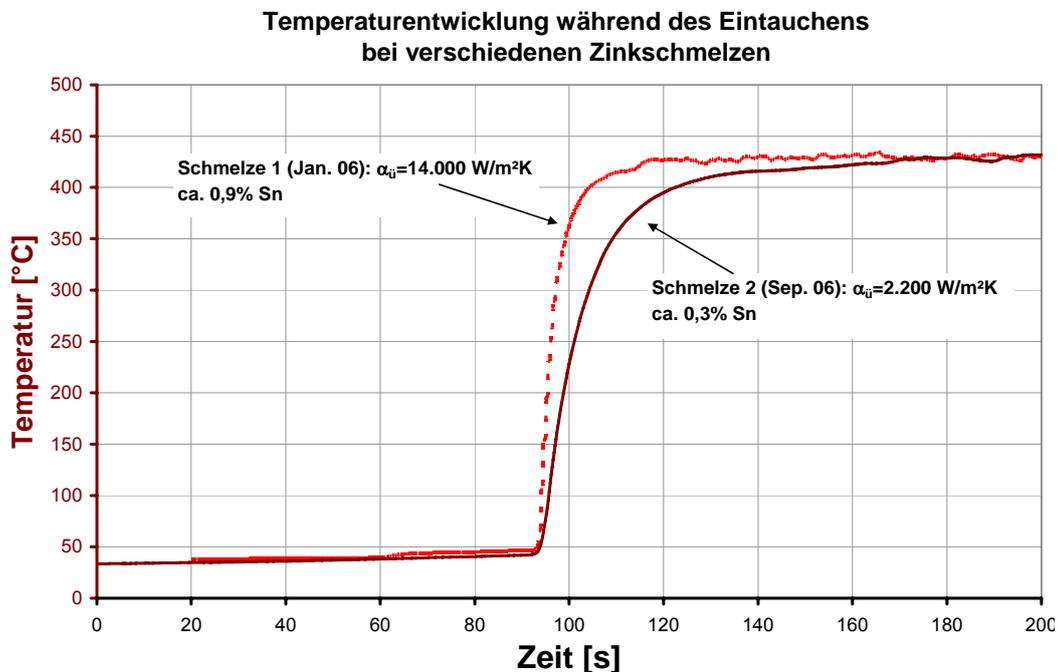


Bild 7-6: Gemessene Temperaturentwicklung eines I-Profiles (Messpunkt Stegmitte am Trägere), effektiver Wärmeübergangskoeffizient beim Eintauchen

Es ist ersichtlich, dass Schmelze 1 (0,90% Sn + 0,25% Pb + 0,08% Bi) mit weitaus höheren Gehalten an Zinn und Blei einen mehr als sechsfach größeren effektiven Wärmeübergangskoeffizienten aufweist als Schmelze 2 (0,25% Sn + 0,10% Pb + 0,09% Bi), was eine Vergrößerung der transienten Spannungen und Dehnungen während des Eintauchens zur Folge hat.

Zur weiteren Untersuchung und Differenzierung wurden aus jeweils einem Versuchsträger der Schmelzen 1 und 2 Proben aus dem Bereich der Risspitze entnommen und an der Oberfläche abgeschliffen, um die Risspitze im Längsschliff zu betrachten. Die Aufnahmen für Schmelze 1 Tabelle 7-3 und für Schmelze 2 Tabelle 7-4 zu entnehmen.

Tabelle 7-3: Risspitze, Schmelze 1

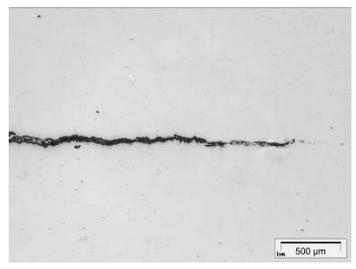
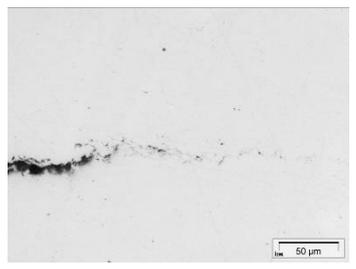
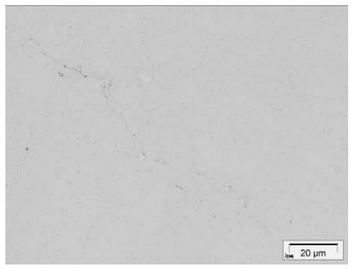
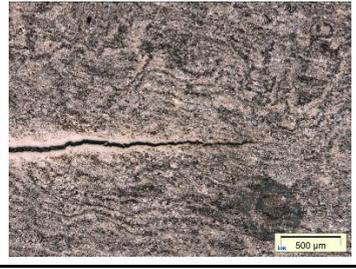
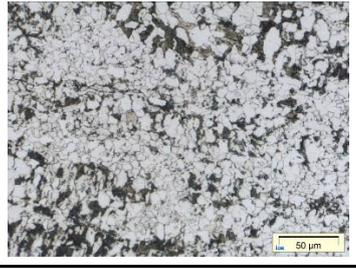
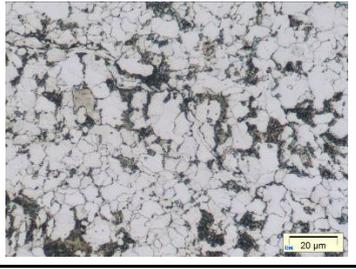
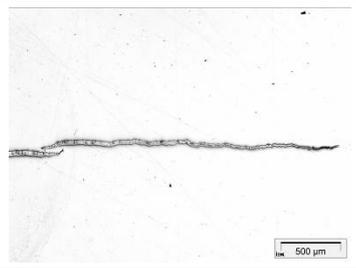
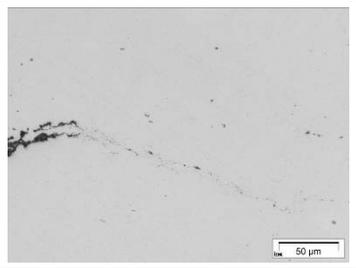
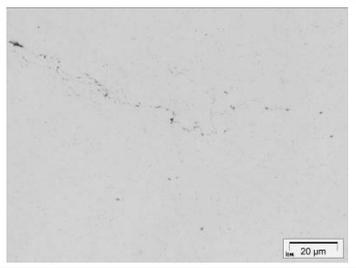
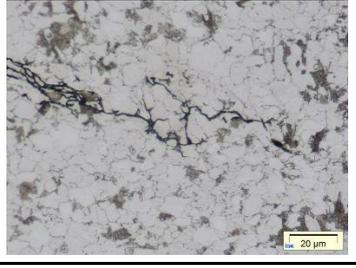
Probe	x50	x500	x1000
Schmelze 1 (ungeätzt)			
Schmelze 1 (geätzt)			

Tabelle 7-4: Risspitze, Schmelze 2

Probe	x50	x500	x1000
Schmelze 2 (ungeätzt)			
Schmelze 2 (geätzt)			

Es zeigt sich in allen Aufnahmen generell ein interkristalliner Rissverlauf. Bei beiden Schmelzen ist eine Verästelung des Risses und eine damit verbundene Auflösung der Risspitze zu erkennen.

7.3 Versuchsreihe 3

In der dritten Versuchsreihe werden zwei weitere Materialien und weitere Detailpunkte mit aufgenommen. Neben dem Material C (S460M) werden zusätzlich Träger aus Material D (S355J2) und Material E (S460M) betrachtet. Wie aus Abschnitt 5.2.5 ersichtlich zeigt Material C im Vergleich zu Material E eine deutlich niedrigere Kerbschlagzähigkeit.

Neben den Detailpunkten „halbe Kopfplatte“ und „Ausklinkung“ werden zusätzlich folgende Punkte betrachtet:

- Trägerende mit Bohrungen im Steg, nicht entgratet
- Trägerende mit Bohrungen im Steg, gesenkt
- Fahnenblech $t = 15$ mm in Längsrichtung auf den Flansch geschweißt
- Fahnenblech $t = 30$ mm in Längsrichtung auf den Flansch geschweißt
- Volle Kopfplatte $d = 20$ mm ohne Überstand
- Volle Kopfplatte $d = 20$ mm ohne Überstand mit halbrunden Ablauföffnungen

Bild 7-7 und Bild 7-8 zeigen die konstruktive Ausbildung der Versuchskörper mit genannten Detailpunkten.

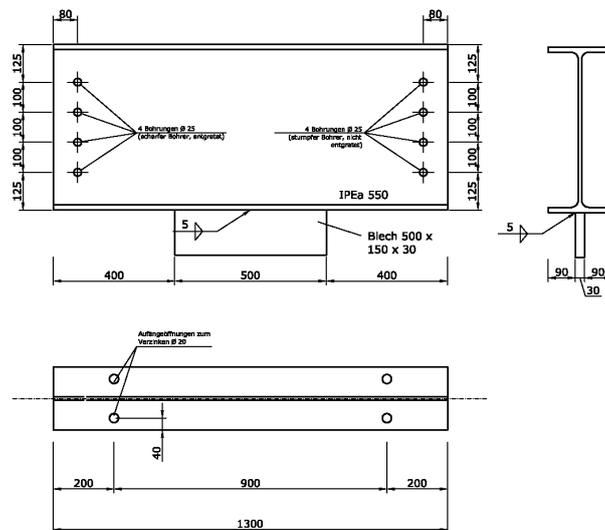


Bild 7-7: Versuchskörper mit Bohrungen $d = 25$ mm im Steg am Trägerende und Fahnenblech $t = 15$ mm bzw. $t = 30$ mm längs auf Flansch geschweißt

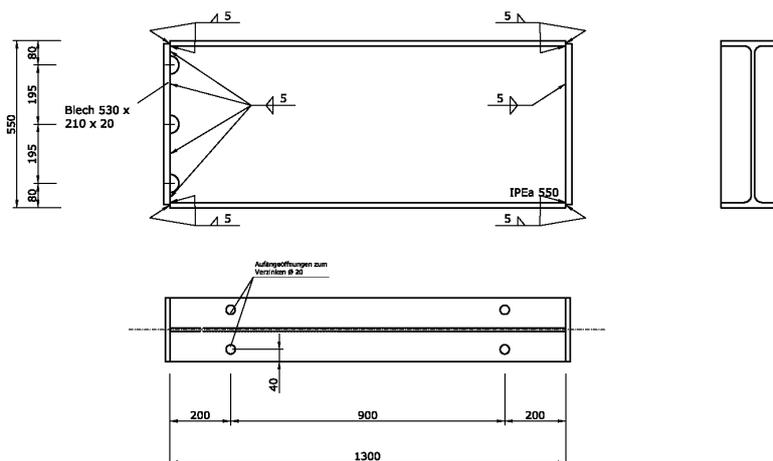


Bild 7-8: Versuchskörper mit voller Kopfplatte $t = 20$ mm, am linken Trägerende mit, am rechten Trägerende ohne Ablauföffnungen

Auch hier gilt die generelle Anmerkung zu Beginn von Kap. 7.2.

Tabelle 7-5: Parameter der Versuchsserie

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Eintauchgeschwindigkeit
11	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	E (S460M)	0,30 m/min
12	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	E (S460M)	0,30 m/min
13	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	D (S355J2)	0,30 m/min
14	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	D (S355J2)	0,30 m/min
15	Ausklinkung	E (S460M)	0,30 m/min
16	Ausklinkung	E (S460M)	0,30 m/min
17	Ausklinkung	D (S355J2)	0,30 m/min
18	Ausklinkung	D (S355J2)	0,30 m/min
19	volle Kopfplatte, t = 20 mm	E (S460M)	0,30 m/min
20	volle Kopfplatte, t = 20 mm mit Ablauföffnungen, gebrannt	E (S460M)	0,30 m/min
21	volle Kopfplatte, t = 20 mm	D (S355J2)	0,30 m/min
22	volle Kopfplatte, t = 20 mm mit Ablauföffnungen, gebrannt	D (S355J2)	0,30 m/min
23	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	C (S460M)	0,30 m/min
24	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	C (S460M)	0,30 m/min
25	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	0,30 m/min
26	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	0,30 m/min
27	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	D (S355J2)	0,30 m/min
28	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	D (S355J2)	0,30 m/min
29	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	0,30 m/min
30	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	0,30 m/min
31	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	E (S460M)	0,30 m/min
32	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	E (S460M)	0,30 m/min
33	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	0,30 m/min
34	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	0,30 m/min
35	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	C (S460M)	0,30 m/min
36	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	C (S460M)	0,30 m/min
37	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	0,30 m/min
38	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	0,30 m/min
39	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	D (S355J2)	0,30 m/min
40	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	D (S355J2)	0,30 m/min
41	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	0,30 m/min
42	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	0,30 m/min

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Eintauchgeschwindigkeit
43	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	E (S460M)	0,30 m/min
44	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	E (S460M)	0,30 m/min
45	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	0,30 m/min
46	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	0,30 m/min

Die Zusammensetzung der Zinkschmelze entspricht der der Versuchsserie 2.

7.3.1 Ergebnis der Probetauchungen aus Versuchsserie 3

Tabelle 7-6 zeigt das Ergebnis der Versuche mit den Bauteilproben mit halber Kopfplatte und mit Ausklinkung.

Tabelle 7-6: Ergebnisse der Probekörper „Halbe Kopfplatte“ und „Ausklinkung“ der Versuchsserie 3

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Befund nach dem Verzinken
11	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	E (S460M)	Riss unterhalb halber Kopfplatte, ca. 100 mm Länge
12	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	E (S460M)	Riss unterhalb halber Kopfplatte, ca. 150 mm Länge
13	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	D (S355J2)	Riss unterhalb halber Kopfplatte, ca. 15 mm Länge
14	Halbe Kopfplatte, t = 15 mm	D (S355J2)	Riss unterhalb halber Kopfplatte, ca. 40 mm Länge
15	Ausklinkung	E (S460M)	Riss an der Ausklinkung unter ca. 45°, ca. 50 mm Länge
16	Ausklinkung	E (S460M)	Riss an der Ausklinkung unter ca. 45°, ca. 50 mm Länge
17	Ausklinkung	D (S355J2)	Riss an der Ausklinkung unter ca. 45°, ca. 45 mm Länge
18	Ausklinkung	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen

Unterhalb der Teilkopfplatten und an den Ausklinkungen stellten sich wie in Versuchsserie 2 Risse ein. Dabei zeigte sich aber, dass die aufgetretenen Risslängen gegenüber denen aus Versuchsserie 2 deutlich geringer sind und dass bei Material D lediglich eine von beiden Ausklinkungen einen Riss aufweist.

Tabelle 7-7 zeigt das Ergebnis der Versuche mit den Bauteilproben mit voller Kopfplatte.

Tabelle 7-7: Ergebnisse der Probekörper „Volle Kopfplatte“ der Versuchsserie 3

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Befund nach dem Verzinken
19	volle Kopfplatte, t = 20 mm	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
20	volle Kopfplatte, t = 20 mm mit Ablauföffnungen, gebrannt	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
21	volle Kopfplatte, t = 20 mm	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
22	volle Kopfplatte, t = 20 mm mit Ablauföffnungen, gebrannt	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen

Bei keinem der durchgeführten Versuche mit voller Kopfplatte stellte sich ein Riss ein.

Tabelle 7-8 zeigt das Ergebnis der Versuche mit den Bauteilproben mit Bohrungen im Steg am Trägerende.

Tabelle 7-8: Ergebnisse der Probekörper „Bohrungen im Steg am Trägerende“ und „Fahnenblech auf Flansch geschweißt“ der Versuchsserie 3

Versuch	Detail und Ausbildung	Material	Befund nach dem Verzinken
23	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
24	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
25	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
26	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
27	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
28	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
29	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
30	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
31	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
32	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
33	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
34	Fahnenblech, t = 15 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
35	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
36	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
37	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
38	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	C (S460M)	Keine Rissanzeigen
39	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
40	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	D (S355J2)	Keine Rissanzeigen
41	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	Rissanzeige an der Abbindung am oberen Schweißnahtfuß, ca. 5 mm
42	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	D (S355J2)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten
43	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, nicht entgratet	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
44	Bohrungen, d = 25 mm, im Steg am Trägerende, gesenkt	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
45	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	Keine Rissanzeigen
46	Fahnenblech, t = 30 mm, längs auf Flansch geschweißt	E (S460M)	Riss an der Abbindung von der oberen Schweißnahtwurzel unter 45° nach unten

An den Bohrungen zeigten sich bei keinem der durchgeführten Versuche Risse, weder bei den nicht entgrateten Bohrlöchern noch bei den gesenkten Bohrlöchern.

Bei den Probekörpern mit den aufgeschweißten Fahnenblechen zeigten sich bei acht von zwölf Versuchen Risse im Bereich der Umschweißung des Fahnenbleches, wobei bei der Blechdicke von 15 mm fünf von sechs Versuchen rissbehaftet waren, während bei einer Dicke des Fahnenbleches von 30mm 50% der Versuche (d.h. 3 von 6) Risse aufwiesen.

Typisch für das aufgetretene Rissbild an den Fahnenblechen ist ein Riss, der entlang des oberen Schweißnahtfußes der Abbindung verläuft und dann im Bereich der Längsnaht unter 45° nach unten abknickt (siehe [Bild 7-9](#) und [Bild 7-10](#)).



Bild 7-9: Rissanzeige an der Abbindung des geschweißten Fahnenbleches für Versuch 46 (Fahnenblech $t = 30$ mm, Material E (S460M))

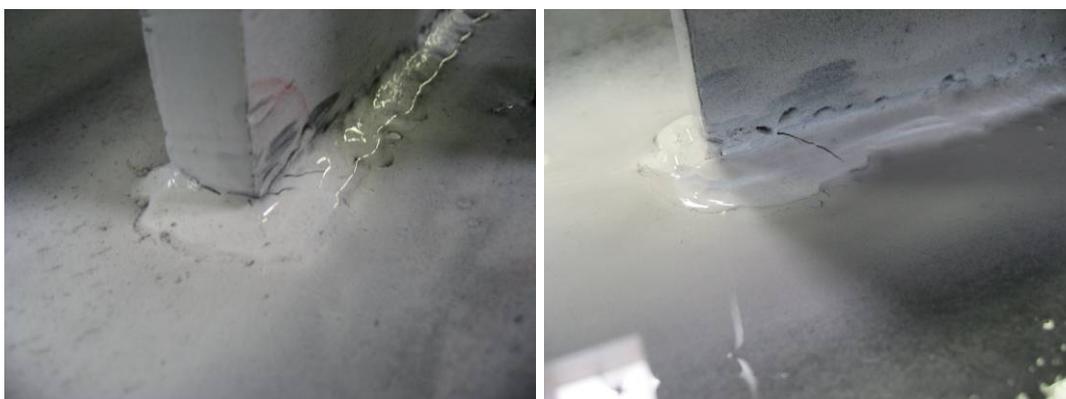


Bild 7-10: Rissanzeigen an den Abbindungen des geschweißten Fahnenbleches, links: Versuch 33, rechts: Versuch 44 (Fahnenblech $t = 15$ mm, Material E (S460M))

7.4 Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse

Im Rahmen dieses Projektes wurden 46 Großteilversuche durchgeführt, wobei drei Stähle und sechs verschiedene Konstruktionsdetails. Das Konstruktionsdetail „Träger mit Teilkopfplatte“ wurde zudem in zwei verschiedenen Zinkschmelzen getestet.

Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefasst werden:

1. Die Versuche sind nur eingeschränkt interpretierbar, da sie mit Eintauchgeschwindigkeiten, die sehr klein waren, verzinkt worden sind. Dies ist auf die geringe Größe der Großproben im Vergleich zu Praxisbauteilen zurückzuführen. Daher werden die Dehnungen exzessiv groß, so dass dies hauptsächlich für die untersuchten kritischen Details geworden sein könnte. Demzufolge bleibt eine weitere Ursachenaufschlüsselung

der Großprobenergebnisse ungewiss. Der Effekt der nicht größer realisierbaren Eintauchgeschwindigkeiten war im Vorfeld der Versuche (Planung) nicht absehbar.

2. An einigen Details tritt in einer Vielzahl der Versuche eine Rissbildung auf, so dass von einer systematischen Schädigung gesprochen werden kann.
3. Als kritisches Detail wird vor allem der Träger mit Teilkopfplatte und der Träger mit Flanschausklinkung erachtet. Hier treten regelmäßig lange Risse auf. Das an den Untergurt eines Trägers angeschweißte Fahnenblech scheint ebenso ungünstig zu sein. Hier treten regelmäßig, allerdings nur kurze Rissanzeigen auf, siehe jedoch auch 1.
4. Die Untersuchung und Differenzierung hinsichtlich der Effekte aus der Zinkschmelzenzusammensetzung, aus Blechdickenunterschieden und Oberflächenzuständen gestaltet sich als schwierig, da nur eine „schwarz – weiß – Betrachtung“ über die Aussage „Riss ja“ (Einwirkung > Widerstand) und „Riss nein“ (Einwirkung \leq Widerstand) möglich ist. Eine quantifizierte Aussage über den Beanspruchungsgrad ist nicht möglich. Zur näheren Betrachtung des Beanspruchungszustandes sind deshalb FE-Untersuchungen erforderlich, siehe hierzu auch 1.
5. Es ist davon auszugehen, dass die Details „Träger mit Teilkopfplatte“, „Träger mit Ausklinkung“ und „Träger mit Fahnenblech“ ungünstige Konstruktionsdetails darstellen und eine Rissbildung begünstigen. Es ist aber auch davon auszugehen (siehe weitere Untersuchungen innerhalb des Forschungsvorhabens), dass die Wahl einer höheren Eintauchgeschwindigkeit (siehe 1. sowie Anmerkung in Kap. 7.2) und bei Verwendung niedriglegierter Schmelzen die Rissbildung nicht eintritt.

Es wurde insgesamt mit Eintauchdauern von ca. 8-10 Minuten verzinkt, d.h. der Einfluss des Faktors „Zeit“ auf die Rissbildung wurde (im Gegensatz zu den Kleinteilversuchen) bei den Großprobenversuchen nicht untersucht.

8 FE-Simulationen von Bauteildetails

Im Rahmen des Projektes wurden Simulationen an numerischen Modellen der Kleinproben durchgeführt, um den Beanspruchungszustand am Kerbgrund der Probe zum Zeitpunkt des Versagens darstellen zu können, siehe [Kapitel 6](#). Weiterhin werden an ausgewählten Konstruktionsdetails die auftretenden Beanspruchungszustände numerisch bestimmt. Zum Zweck der Kalibrierung der thermo – mechanischen Prozesssimulation wurde zunächst der Verzinkungsprozess zweier Großproben simuliert und die berechneten Temperaturen und Verformungen mit den Messwerten gegenübergestellt.

8.1 Simulation zweier Großproben zur Modelkalibrierung

Anhand der in den Großprobenversuchen gemessenen Temperaturen und Verformungen ist die Kalibrierung der numerischen Prozesssimulation möglich. Zur Erfassung des Effektes der Zinkschmelzenzusammensetzung und der damit verbundenen unterschiedlichen Temperaturentwicklung wurden die Versuche 1/2 und 3/4 nachgerechnet. Für die numerischen Untersuchungen wird das FE-Programm ANSYS 10.0 verwendet.

8.1.1 Materialparameter

Für die Modellbildung der numerischen Simulation sind temperaturabhängige Werkstoffkennwerte erforderlich. Die Materialparameter für die thermische Berechnung wie spezifische Dichte ρ , spezifische Wärmekapazität c und Wärmeleitfähigkeit λ sind für die untersuchten Baustähle der Literatur [10,11] entnommen worden.

Zur Festlegung der temperaturabhängigen Werkstoffkennwerte für die mechanische Berechnung wie Elastizitätsmodul E , Querdehnzahl ν und Wärmeausdehnungskoeffizient α_T wurde ebenfalls auf Literaturstellen [10,11] zurückgegriffen. Hingegen wurden die wichtigen und individuell variierenden temperaturabhängigen Spannungs-Dehnungs-Beziehungen des untersuchten Stahls in Warmzugversuchen selbst ermittelt.

8.1.2 Berechnungsergebnis Versuch 1/2

Bei der Simulation des Versuchs wird ein temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient mit einem Anfangswert von $14.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ angesetzt. Für Temperaturen oberhalb 350°C fällt der Wert bis auf $300 \text{ W/m}^2\text{K}$. Hierdurch wird die Simulation des Zinkgefrierens möglich. Die Auswertung der vertikalen Verformungen erfolgt an den Punkten entsprechend [Bild 7-1](#) relativ zur vertikalen Obergurtverformung.

Zur besseren Beurteilung und Auswertung des Berechnungsergebnisses ist das maßgebende Zeitfenster zu Beginn des Prozesses nochmals in [Bild 8-1](#) vergrößert dargestellt.

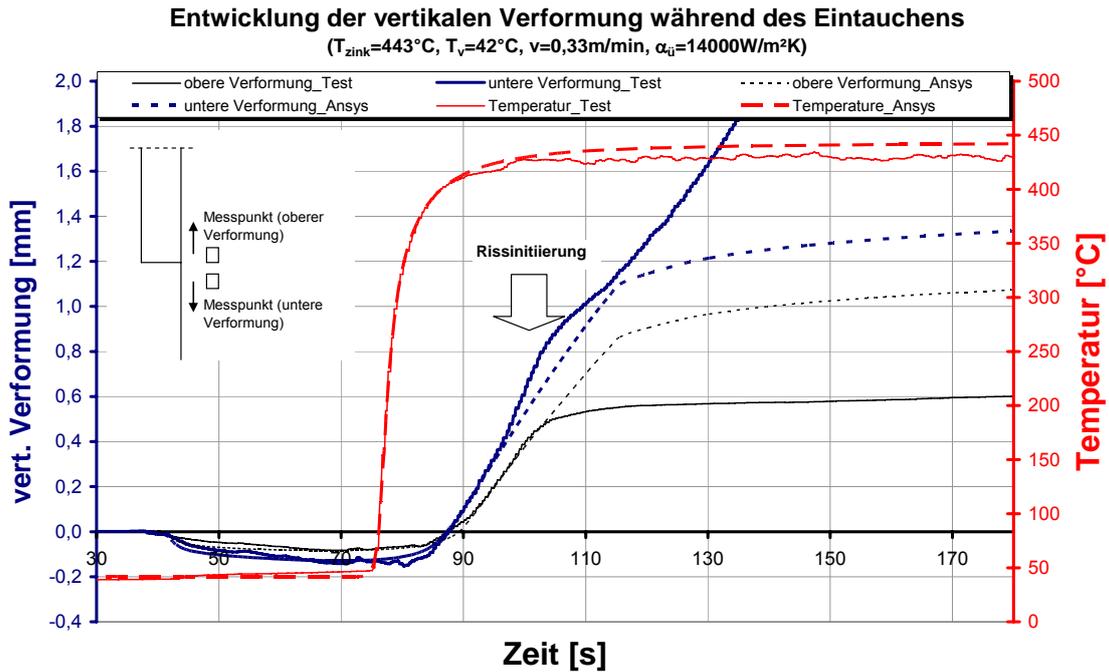


Bild 8-1: Versuch 1/2 – Verformungs- und Temperaturentwicklung (Detail)

Es zeigt sich über den Großteil der Eintauchphase eine sehr gute Übereinstimmung der Berechnungswerte mit den Messergebnissen. Die ab dem Zeitpunkt $t = 100\text{s}$ auftretende Divergenz ist auf die Rissinitiation und das anschließende Risswachstum zurückzuführen [9].

8.1.3 Berechnungsergebnis Versuch 3/4

Bei der Simulation wird mit einem konstanten Wärmeübergangskoeffizient von $2.200\text{ W/m}^2\text{K}$ gerechnet, über den die deutlich langsamere Temperatureinbringung in den Werkstoff sehr gut dargestellt werden kann. In Bild 8-2 sind wiederum für den zeitlich interessanten Bereich die Ergebnisse gegenübergestellt.

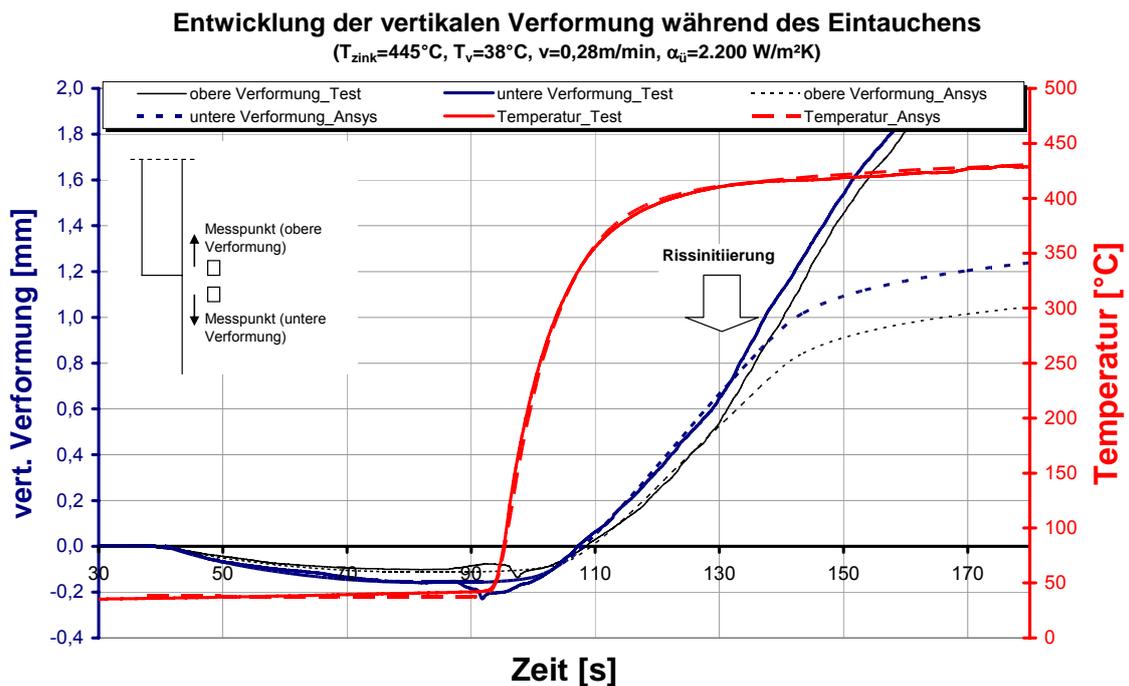


Bild 8-2: Versuch 3/4 – Verformungs- und Temperaturentwicklung (Detail)

Es zeigt sich auch hier eine sehr gute Übereinstimmung der Berechnungs- und Messwerte. Die Rissbildung ist auch hier anhand der auftretenden Divergenz der Kurven deutlich zu definieren [9].

8.1.4 Ergebnis der Kalibrierungsberechnungen

Die durchgeführten Vergleichsberechnungen gelingen mit guter Genauigkeit, sowohl in Hinblick auf die thermisch und mechanisch bedingten Verformungen als auch in Hinblick auf die Temperaturentwicklung. Die Temperaturganglinien werden mit sehr großer Genauigkeit bestimmt. Der vorhergesagte Druck-Zug-Zyklus während der Eintauchphase des Profils wird messtechnisch erfasst und kann gut nachgerechnet werden. Die anschließende, zunehmende Abweichung zwischen den Verformungskurven ist eindeutig auf den Einfluss der Rissbildung zurückzuführen.

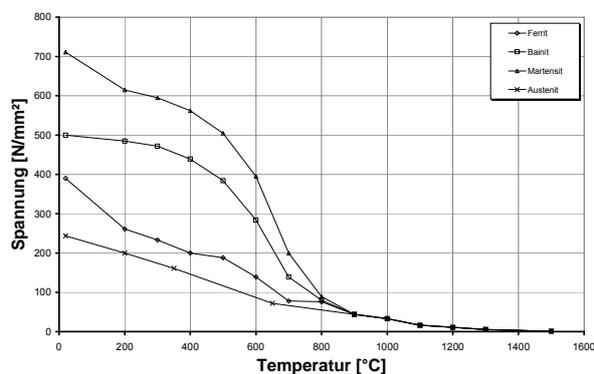
9 Simulation von Beanspruchungszuständen aus Fertigung und Eintauchprozess, Parameterstudie

Zur Klärung und Quantifizierung der Einwirkungsseite werden Simulationen mit Hilfe der Methode der Finiten Elemente zur Bestimmung von typischen Beanspruchungszuständen von Stahlbaudetails durchgeführt. Hierbei wird anhand eines Beispiels der aus dem Schweißprozess resultierende Eigenspannungszustand ermittelt. Desweiteren werden Simulationen an verschiedenen Details zur Bestimmung der während des Verzinkungsprozesses auftretenden Beanspruchungszustände vorgestellt.

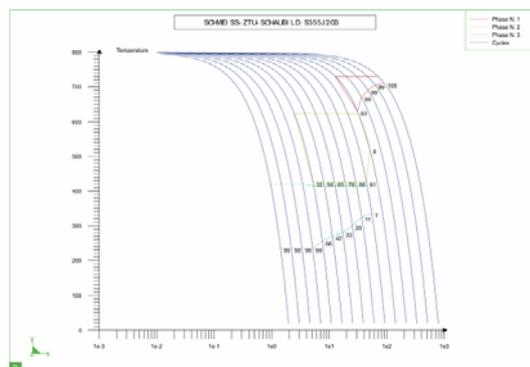
9.1 Simulation der Einwirkungen des Schweißens auf den Stahl

Für die typische Stahlbaukonstruktion des Trägers mit halber Kopfplatte wird der Anschweißvorgang der Teilkopfplatte simuliert. Dabei werden die Materialeigenschaften sowie die Zeit – Temperatur – Umwandlungseigenschaften eines Stahls der Güte S355J2G3 angesetzt, siehe Bild 9-1. Für den Schweißprozess werden folgende Kennwerte verwendet:

- Schweißleistung (brutto): $\bar{q} = 7,54 \text{ kJ/s}$
- Wirkungsgrad: $\mu = 0,85$
- Schweißleistung (netto): $q = 6,409 \text{ kJ/s}$
- Schweißgeschwindigkeit: $v_s = 6 \text{ mm/s}$



(a)



(b)

Bild 9-1: a) Abnahme der Streckgrenze in Abhängigkeit von der Temperatur und dem Gefüge b) verwendetes ZTU-Schaubild

In Bild 9-2(a) ist die der Simulation zugrunde liegende Geometrie dargestellt. Bild 9-2(b) – (d) zeigt die Ergebnisse der Berechnung.

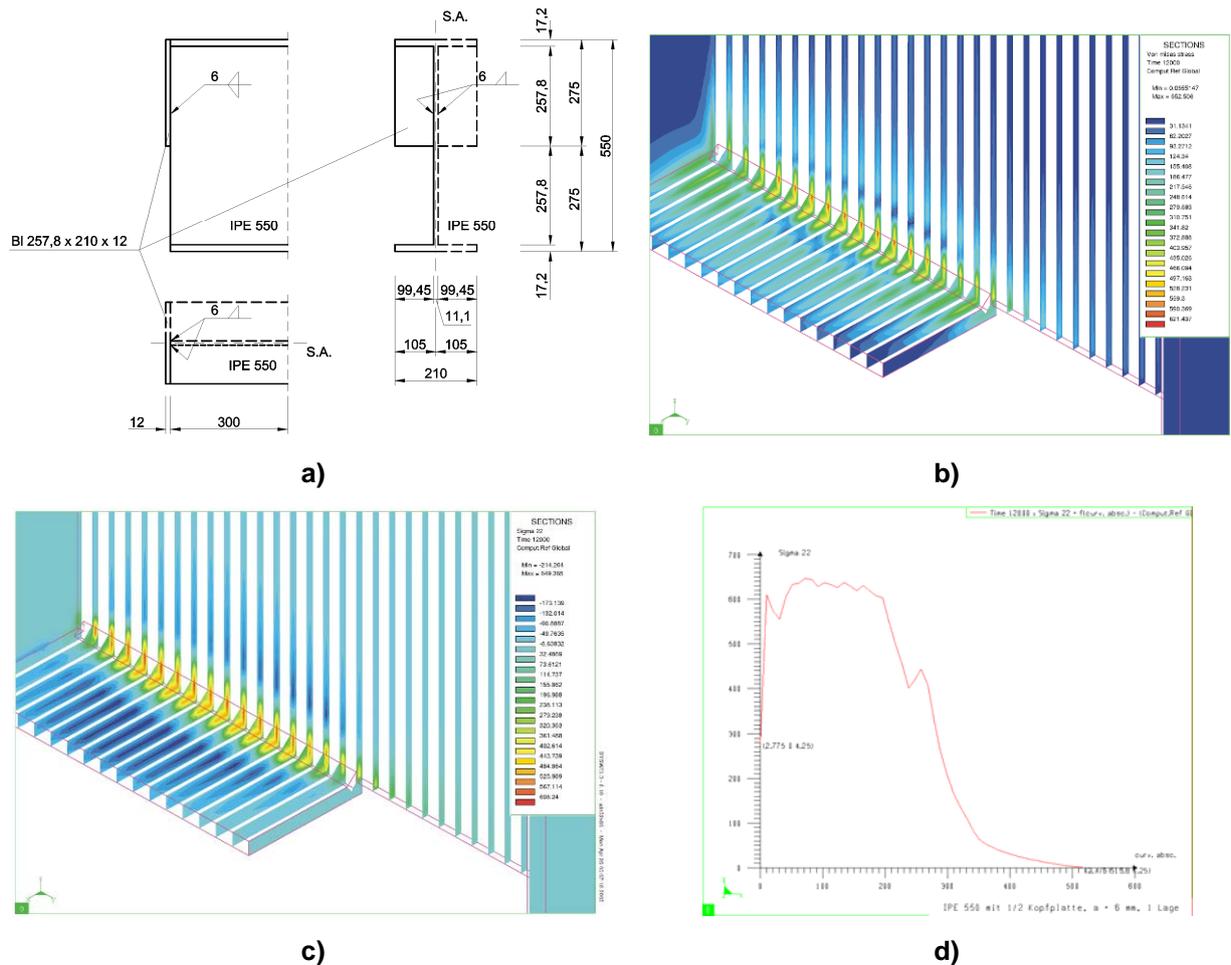


Bild 9-2: a) Geometrie des Schweißdetails: Träger mit halber Kopfplatte
 b) Resultierender Vergleichsspannungszustand
 c) Resultierender σ_y -Spannungszustand
 d) Resultierende σ_y -Spannungen entlang der Vorderkante des Steges

Die dargestellten Zustandsbilder für die Vergleichsspannungen (Bild 9-2b) und die σ_y -Spannungen in Schweißnahtlängsrichtung (Bild 9-2c) zeigen deutlich die in der Schweißnaht und deren unmittelbaren Umgebung vorliegende sehr hohe Beanspruchung.

Die Ausprägung des Eigenspannungszustandes ist über die Trägerhöhe entlang der Vorderkante des Steges in Bild 9-2d aufgetragen. Für den kritischen Punkt am Ende der Kopfplatte liegen Zugspannungen in Höhe von 370 N/mm² vor.

Die Simulation verdeutlicht, dass in der Schweißnaht Zugeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze vorliegen. Die wärmebeeinflusste Zone ist auf einen sehr begrenzten Bereich von wenigen mm begrenzt. Entsprechend fallen die Spannungen mit zunehmendem Abstand von der Schweißnaht sehr schnell ab. Insgesamt werden die in der Literatur als Anhaltswerte gegebenen Werte bestätigt. Darüber hinaus werden jedoch die beim Schweißen auftretenden plastischen Dehnungen (durch z.B. Anschrumphen beim Abkühlen) als bedeutender für die Rissbildung beim Verzinken angesehen.

9.2 Simulation der Einwirkungen des Verzinkens

9.2.1 Bestimmung der Beanspruchungen an ausgewählten Konstruktionsdetails

Die Bestimmung des während des Verzinkens vorliegenden Beanspruchungszustandes wurde an typischen Stahlbaudetails durchgeführt, an denen konkrete Schadensfälle aufgetreten sind. Nachfolgend sind die Ergebnisse (siehe auch [9]) zusammengestellt.

Für die wiederum betrachtete Konstruktion des Trägers mit Teilkopfplatte sind der zeitliche Verlauf der Temperatur- und Spannungsentwicklung im Bereich des Kopfplattenendes in Bild 9-3 dargestellt.

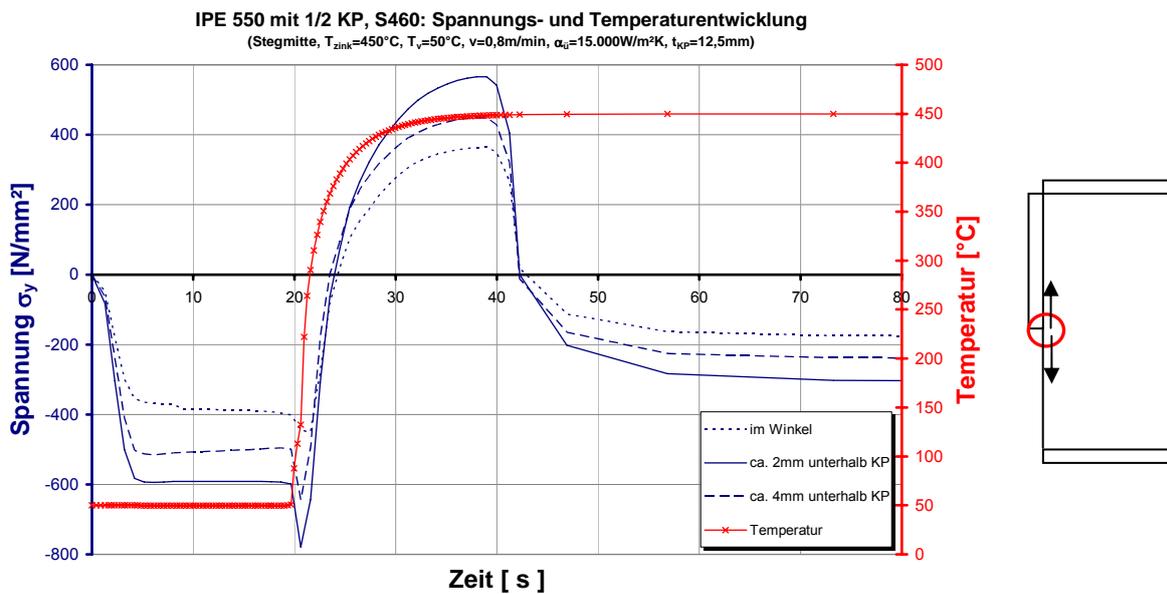


Bild 9-3: Temperatur – und Spannungsentwicklung unterhalb der halben Kopfplatte während des Verzinkens

Es lässt sich folgendes feststellen:

- Der Beanspruchungszustand im Steg am Ende der halben Kopfplatte ist durch einen Druck-Zug-Zyklus gekennzeichnet. Hierbei ist die maximale Druckspannung dann erreicht, wenn der Träger zur Hälfte eingetaucht ist, und die maximale Zugspannung liegt vor, wenn der Träger gerade vollständig eingetaucht ist.
- Der Beanspruchungszustand wird durch die senkrecht zur Profilachse auftretenden Spannungen und Dehnungen beherrscht und weist sehr hohe, auf eine lokale Zone begrenzte Spannungen und Dehnungen auf, die bis in den plastischen Bereich reichen (Bild 9-4).
- Das Beanspruchungsmaximum ist leicht von der konstruktiven Kerbe nach unten hin verschoben (Bild 9-3, Bild 9-4).



Bild 9-4: Örtliche Dehnungen unterhalb der Teilkopfplatte eines I-Profils beim Eintauchen in flüssige Zinkschmelze

Die weiteren untersuchten Konstruktionsdetails weisen eine ähnliche Beanspruchungscharakteristik auf, wobei die Höhe der resultierenden plastischen Dehnungen variiert. Für die nachfolgend dargestellten Details stellen sich folgende maximalen plastischen Dehnungen im Bereich der konstruktiven Kerbe (= Punkt der Rissinitiation) ein:

Rohe mit eingestecktem Anschlussblech: $\epsilon_{pl,max} = 2,1\%$

I-Profil mit Ausklinkung ($r=2\text{mm}$): $\epsilon_{pl,max} = 23\%$

I-Profil mit Stegbohrung ($r=10\text{mm}$): $\epsilon_{pl,max} = 3,2\%$

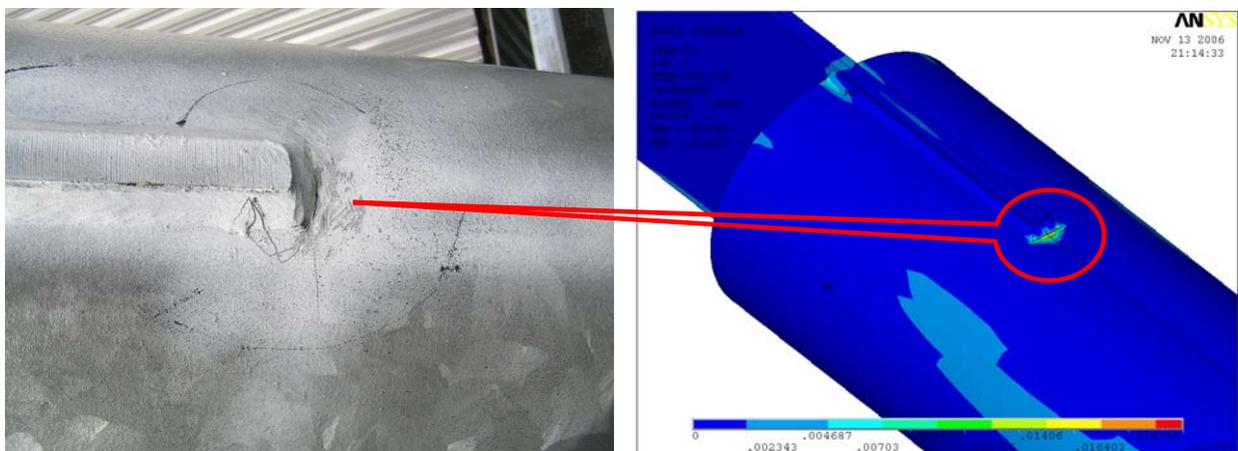


Bild 9-5: Örtliche Dehnungen am Ende eines in ein Rohr gesteckten Blechs beim Eintauchen in flüssige Zinkschmelze



Bild 9-6: Örtliche Dehnungen an der Ausklinkung eines I-Profilen beim Eintauchen in flüssige Zinkschmelze

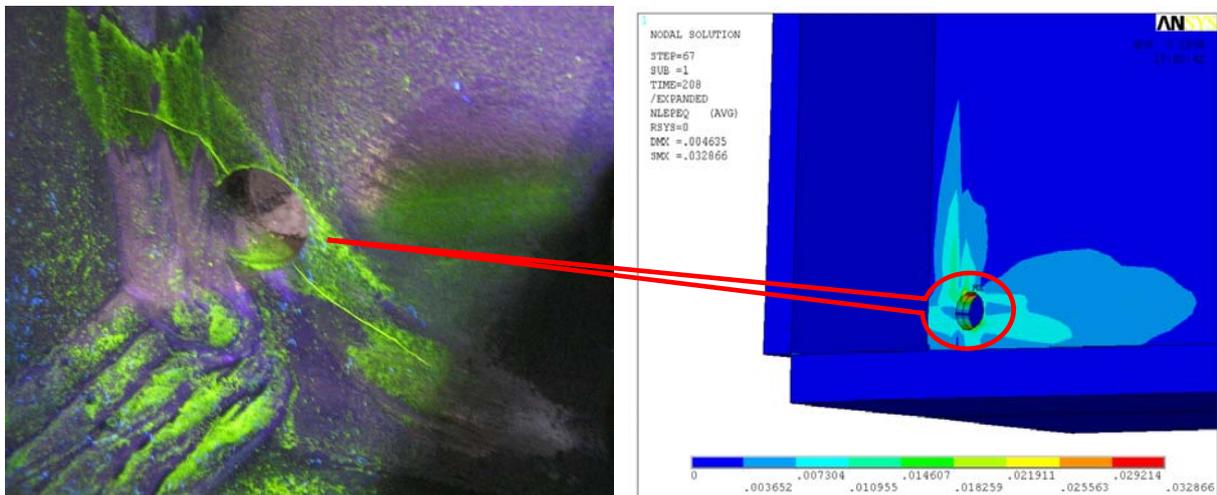


Bild 9-7: Örtliche Dehnungen an der Stegbohrung eines I-Profilen beim Eintauchen in flüssige Zinkschmelze

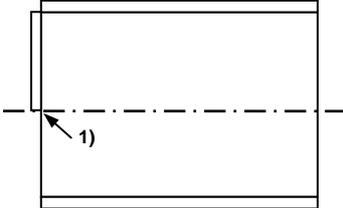
9.3 Parameterstudie

Durch Variation verschiedener Parameter wurden die an den konstruktiven Kerben auftretenden Dehnungen untersucht. Es wurden sowohl die plastischen Vergleichsdehnungen nach von Mises als auch die plastischen Vergleichsdehnungen gemäß Gleichung 6.3 bestimmt. Die plastische Vergleichsdehnung ($\epsilon_{pl,eqv}$) ermittelt sich durch die Integration sämtlicher plastischer Dehnungszinkremente über die Zeit (Gleichung 6.3), während die plastische von Mises-Dehnung ($\epsilon_{pl,Mises}$) den momentanen plastischen Verzerrungszustand darstellt (Gleichung 9.1).

$$\epsilon_{pl,Mises} = \frac{1}{1+\nu} \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot (\epsilon_{pl,1} - \epsilon_{pl,2})^2 + (\epsilon_{pl,2} - \epsilon_{pl,3})^2 + (\epsilon_{pl,3} - \epsilon_{pl,1})^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (9.1)$$

Als Ausgangsparameter wurden für alle Berechnungen sehr ungünstige Randbedingungen mit $v = 0,25\text{m/min}$, $\alpha_{\text{ü}} = 15.000\text{ W/m}^2\text{K}$ und $T_v = 50^\circ\text{C}$ gewählt. Bei den in den nachfolgenden Tabellen zusammengestellten Werten handelt es sich deswegen um Maximalwerte.

Tabelle 9-1: Ergebnisse der Parametervariation am Beispiel eines I-Profiles mit Teilkopfplatte

Detail / Skizze	pl. Vergleichsdehnung	pl. vMises-Vergleichsdehnung	
<p>I – PROFIL MIT ANBAUBLECH</p> <p>IPE550, S460, $t_{\text{KP}} = 12,5\text{mm}$</p> 	unterhalb der Teilkopfplatte (1)		
	½ Kopfplatte	9,43%	2,83 %
	¼ Kopfplatte	5,95 %	2,65 %
	¾ Kopfplatte	9,71 %	4,37 %
	volle Kopfplatte	8,21 ‰/‰ *)	5,96 ‰/‰ *)
	S355	9,91 %	2,60 %
	S235	7,98 %	1,87%
	$v = 0,5$	10,4 %	3,03 %
	$v = 1,0$	9,82 %	2,97 %
	$v = 3,0$	5,24 %	2,01 %
	$v = 5,0$	2,73 %	1,46 %
	$\alpha_{\text{ü}} = 10.000\text{ W/m}^2\text{K}$	9,98 %	2,91 %
	$\alpha_{\text{ü}} = 6.000\text{ W/m}^2\text{K}$	10,4 %	3,09 %
	$\alpha_{\text{ü}} = 3.000\text{ W/m}^2\text{K}$	10,1 %	3,22 %
	$\alpha_{\text{ü}} = 1.500\text{ W/m}^2\text{K}$	8,28 %	2,64 %

*)im unteren Eckbereich im Übergang zw. KP und Steg

Tabelle 9-2: Ergebnisse der Parametervariation am Beispiel eines Rohres mit eingestecktem Blech

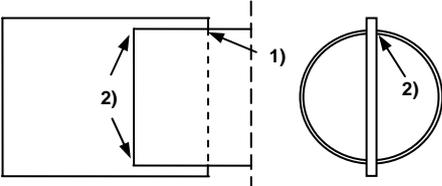
Detail / Skizze	pl. Vergleichsdehnung	pl. vMises-Vergleichsdehnung	
<p>RUNDHOHLPROFILE MIT EINGESTECKTEM BLECH</p> <p>S355, $t = 20\text{mm}$, Einschublänge = 300mm</p> 	an der Umschweißung (1):		
	$r = 273$	1,80%	9,27 ‰/‰
	$r = 457$	2,99%	1,09%
	an der Längsnaht am Rohrende (2):		
	$r = 273$	2,11%	9,39 ‰/‰
	$r = 457$	2,98%	9,06 ‰/‰

Tabelle 9-3: Ergebnisse der Parametervariation am Beispiel eines I-Profils mit Ausklinkung

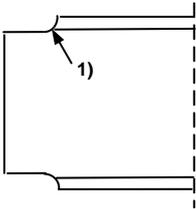
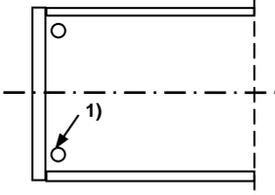
Detail / Skizze	pl. Vergleichsdehnung	pl. vMises-Vergleichsdehnung	
I – PROFILE MIT AUSKLINKUNG IPE 550 S355 	an der Ausrundung (1):		
	r = 10mm	10,45%	5,06%
	r = 2mm	23,2%	11,3%
	r = 15mm	8,01%	3,79%
	v = 3m/min	3,56%	1,59%
	HEA 300	7,77%	3,75%
	HEB 800	11,5%	5,75%

Tabelle 9-4: Ergebnisse der Parametervariation am Beispiel eines I-Profils mit Stegbohrung

Detail / Skizze	pl. Vergleichsdehnung	pl. vMises-Vergleichsdehnung	
I – PROFILE MIT STEGBOHRUNGEN HEB 450 S355, $t_{KP} = 20\text{mm}$, $e_z = 30\text{mm}$ 	an der Eckbohrung (1):		
	r=10mm	3,29%	1,99%
	r = 5mm	3,10%	1,84%
	r = 15mm	3,04%	1,85%
	$t_{KP} = 40\text{mm}$	4,13%	2,23%
	$e_z = 60\text{mm}$	3,33%	2,00%
	v = 3m/min	6,62 ‰	3,78 ‰
	$\alpha_{\ddot{u}} = 3.000 \text{ W/m}^2\text{K}$	2,00%	1,16%
	$\alpha_{\ddot{u}} = 6.000 \text{ W/m}^2\text{K}$	2,46%	1,35%
	HEB 800 $t_{KP} = 40\text{mm}$	3,89%	2,18%

Die Berechnungsergebnisse sind örtlich begrenzte Dehnungserhöhungen. Aufgrund der bekannten Unsicherheiten, Dehnungsspitzen, insbesondere plastische Dehnungsspitzen, zahlenmäßig exakt zu bestimmen, sind die Ergebnisse als Schätzwerte zu verstehen.

Des weiteren beinhalten die o.a. Werte noch nicht die auf (örtlich gesehen) mikroskopischem Niveau auftretenden zusätzlichen plastischen Dehnungen. Diese können u. U. bis zu 1% betragen, siehe [9] und sind hinzuzuaddieren.

9.3.1 Bestimmung des Einflusses verfahrenstechnischer Parameter auf den Beanspruchungszustand

Der Einfluss verschiedener verfahrenstechnischer Parameter wurde untersucht. Als Einflussmöglichkeiten werden hier die folgenden Faktoren betrachtet:

- Eintauchgeschwindigkeit v_E
- Vorwärmtemperatur T_v

- Eintauchwinkel α_E
- Zinkbadtemperatur T_Z

Für den Parameter der „Zinkbadtemperatur“ besteht zwar ein prinzipieller Einfluss. Im Rahmen der Variationsmöglichkeiten in einer Temperaturspanne von +/- 10°C ist dieser aber so gut wie nicht ausgeprägt.

Die Eintauchgeschwindigkeit hat den größten Einfluss auf die Höhe des Beanspruchungszustandes. Je schneller eingetaucht wird, umso geringer sind die auftretenden Spannungen und Dehnungen, Bild 9-8. Dies lässt sich anschaulich damit erklären, dass je rascher der instationäre Zustand „teilweise eingetaucht“ überwunden wird, desto geringer ist der Wärmeintrag der bei Teileintauchung zu großen Verspannungen im Bauteil führen kann.

Anmerkung:

Bei den in den nachfolgenden Darstellungen angegebenen Dehnungen handelt es sich ausschließlich um die Summe der mechanischen Anteile ε_{el} und ε_{pl} . Der Temperaturanteil $\varepsilon_{\Delta T}$ ist in den dargestellten Werten nicht inbegriffen.

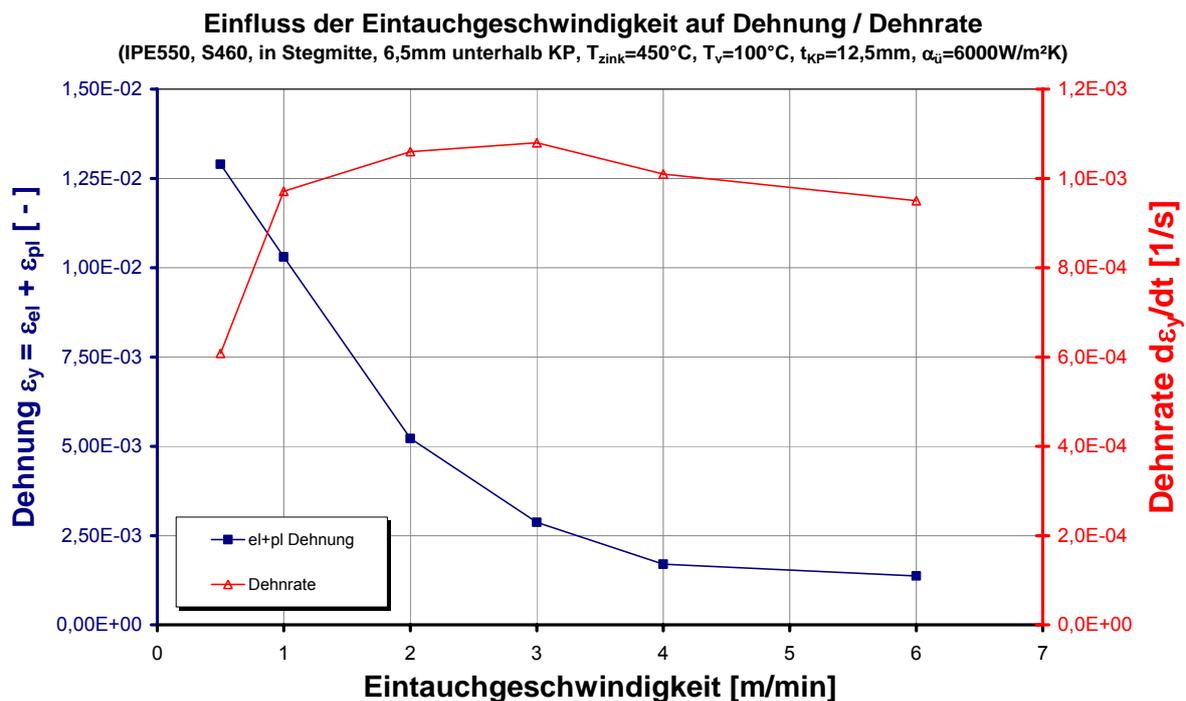


Bild 9-8: Dehnung / Dehnrate im Steg unterhalb einer Teilkopfplatte in Abhängigkeit von der Eintauchgeschwindigkeit

Über die Einstellung der Vorwärmtemperatur lässt sich naturgemäß die Differenz zur Schmelzentemperatur und somit die induzierte thermische Belastung beeinflussen. Der dar-

aus resultierende positive Effekt lässt sich aus

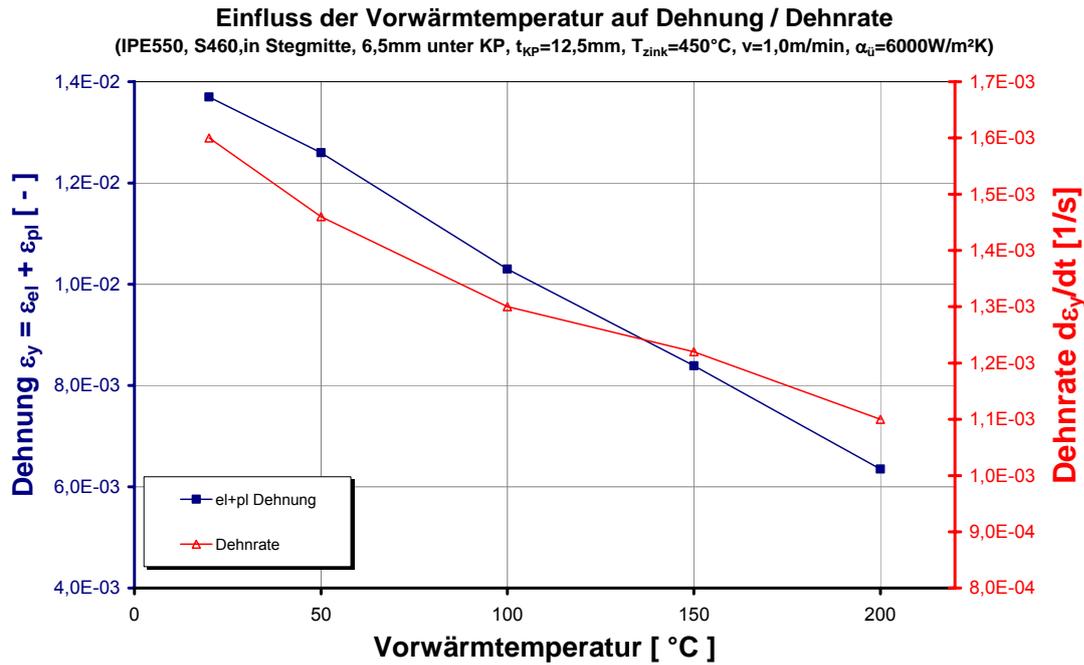


Bild 9-9 ablesen.

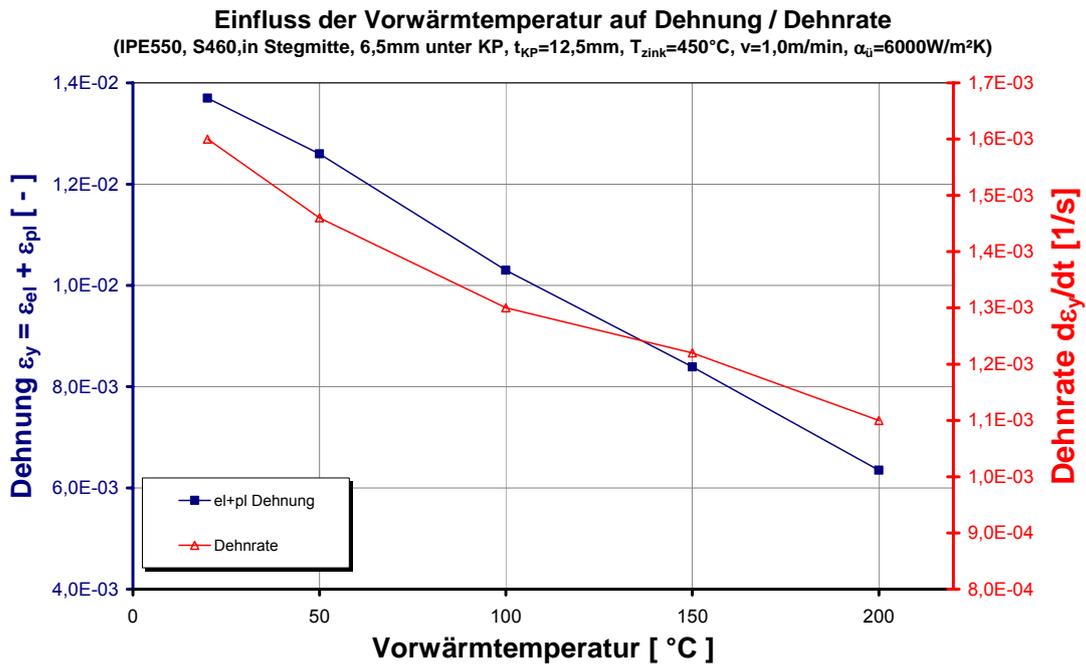


Bild 9-9: Dehnung / Dehnrate im Steg unterhalb einer Teilkopfplatte in Abhängigkeit von der Vorwärmtemperatur

Der Effekt eines steileren Eintauchwinkels auf die Größe der vertikalen Dehnungen stellt sich als annähernd linearer Zusammenhang dar, Bild 9-10. In der Praxis kann dieser positive Effekt durch die begrenzte Badtiefe nur bedingt ausgenutzt werden.

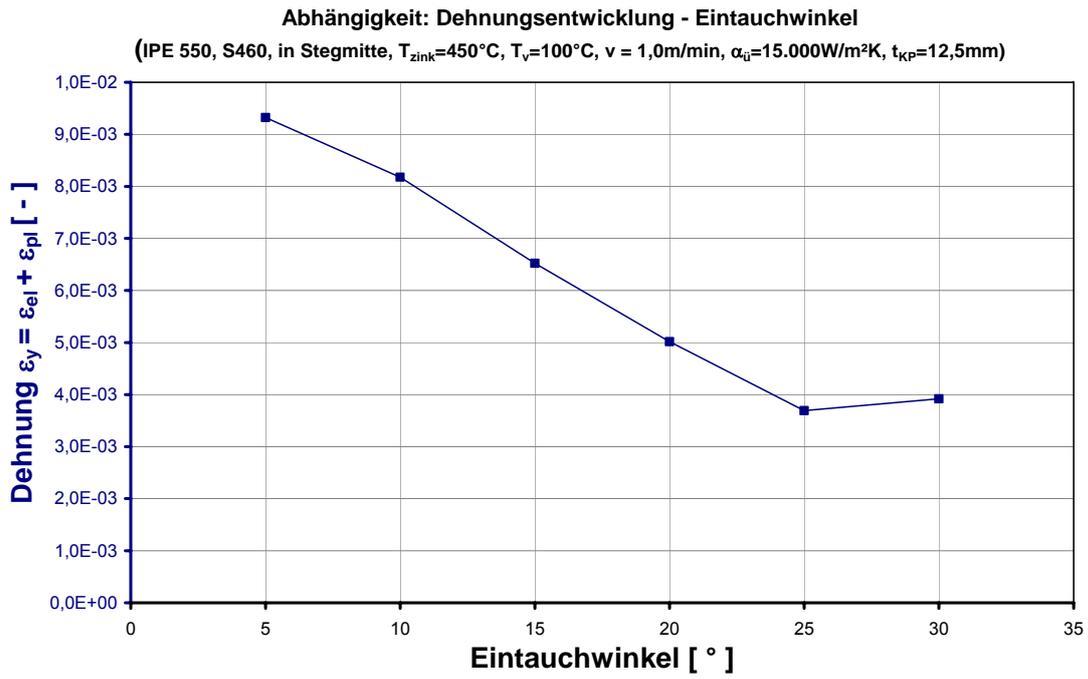


Bild 9-10: Spannungs- und Zugdehnungsentwicklung im Steg unterhalb einer Teilkopfplatte in Abhängigkeit vom Eintauchwinkel

10 Erkenntnisgewinn und daraus resultierende Empfehlungen

Die Untersuchungsergebnisse haben zu einem tieferen Verständnis der Schädigungsmechanismen, ihrer Einfluss nehmenden Faktoren und deren Gewichtung geführt. Es hat sich gezeigt, dass im beschriebenen Grenzzustand der Rissbildung beim Feuerverzinken die Widerstandsseite maßgeblich durch die Zusammensetzung der Zinkschmelzen beeinflusst wird. Die Kleinteilversuche verdeutlichen, dass zinnhaltige Schmelzen im Vergleich mit einer herkömmlichen zinn-freien Schmelze deutlich geringere Bruchdehnungen verursachen (vgl. Ergebnisse zu Material A, B und C). Der Einfluss der Höhe des Zinngehaltes (0,3%, 0,8%, 1,14%) sowie dessen Wechselwirkung mit Blei ist noch jedoch noch nicht ausreichend quantifiziert.

Die Versuchsapparatur zur Durchführung der Kleinteilproben in flüssiger Schmelze hat sich als adäquates Instrument gezeigt, um verschiedene Einflüsse auf Seiten des Materialwiderstandes systematisch zu untersuchen. Insbesondere hat es sich als vorteilhaft herausgestellt, dass mit Aufbringen eines Wegezgangs oder Lastzgangs der Grenzzustand der Rissbildung i.d.R. stets herausgetestet werden kann (bis zu einer Probenaufweitung von 20mm). Dies stellt im Hinblick auf die quantitative Einstufung einen starke Verbesserung gegenüber dem bisherigen „schwarz – weiß“ – Ergebnissen aus Großteilversuchen dar („Riss ja“ – „Riss nein“).

Auf der Einwirkungsseite haben die Berechnungen zur Bestimmung von Schweißeigenspannungen gezeigt, dass sehr hohe Zugeigenspannungen und –dehnungen im Bereich der Streckgrenze in der Schweißnaht vorliegen. Somit konnten die in der Literatur beschriebenen qualitativen Werte bestätigt werden.

Die Simulation des Verzinkungsprozesses und die Bestimmung der dabei herrschenden Spannungs- und Dehnungszustände zeigt erstmals einen Weg auf, um den Einfluss der konstruktiven Ausbildung auf die Rissbildung zu erfassen. Es wurde somit ein Werkzeug entwickelt, um den Beanspruchungsgrad einer Konstruktion zu bestimmen und im Rahmen einer Grenzzustandsbetrachtung eine Einstufung der Konstruktion selbst sowie der möglicherweise zusätzlich zu treffenden Maßnahmen vorzunehmen.

Darüber hinaus eröffnet die Simulationstechnik die Möglichkeit zur gezielten Untersuchung verfahrenstechnischer Parameter, über die der Beanspruchungszustand gezielt beeinflusst werden kann, z.B. über die Eintauchgeschwindigkeit und die Vorwärmtemperatur.

Aufgrund des beschriebenen Grenzzustandes der Rissbildung beim Feuerverzinken, bei dem einwirkende Spannungen und Dehnungen auf einen durch die Zinklegierung beeinflussten Materialwiderstand treffen, können insbesondere vor dem Hintergrund der Weiterverwendbarkeit bisher üblicher Stahlbaukonstruktionen, auch großer Stahlbauteile aus höherfestem Stahl folgende Empfehlungen gegeben werden.

Empfehlungen auf Seiten der Feuerverzinkung

- Verwendung einer Zinklegierung mit geringem Schädigungspotential bzw. interkristal- linem Angriffspotential. Sofern die möglichst zinnfrei aufgrund des sehr großen Ein- flusses dieses Legierungselements, vgl. Kleinteilversuche.
- Rasches Eintauchen ($v > 3\text{m/min}$), vgl. Bild 9-8.
- Wahl einer möglichst hohen Vorwärmtemperatur.

- Bei Trägern mit konstruktiven Details am Trägerende (z.B. Ausklinkungen), die zu Spannungs-Dehnungskonzentrationen führen, sollte darüber hinaus ein möglichst großer Eintauchwinkel gewählt werden.

Die Zinkschmelzenzusammensetzung wird aufgrund des sehr ausgeprägten Einflusses bei der Reduzierung der Dehnbarkeit des Grundmaterials als maßgeblicher Faktor im Hinblick auf die Vermeidung von Rissen gesehen.

Empfehlungen auf Seiten des Materials

- Bevorzugung eines feinkörnigen Werkstoffs mit guter Zähigkeit und geringer Alterungsanfälligkeit, vgl. Kleinteilversuche und Großteilversuche (Träger mit halber KP bei Material C und D)
- Vermeidung von Kaltverformungen.

Empfehlungen auf Seiten der Konstruktion

- Vermeidung von konstruktiv ungünstigen Details, insbesondere an Trägerenden, die während des Eintauchvorgangs zu hohen Spannungen und Dehnungen führen können, z.B. Teilkopfplatten, Ausklinkungen, Durchflussöffnungen in Stegen an Trägerenden. Dies haben Großteilversuche und Prozesssimulationen ergeben. Gleichwohl muss berücksichtigt werden, dass einige prinzipielle Trägerenddetails zum Standardrepertoire des konstruktiven Stahlbaus gehören und eine Vermeidung bzw. Umgehung sehr schwer möglich sein wird.
- Prinzipiell Vermeidung von Spannungskonzentrationspunkten in Form von Steifigkeits- / Dickensprüngen oder konstruktiven Details sowie kleinen Bohrungsradien. Auch hier sind der Vermeidbarkeit in der Praxis Grenzen gesetzt.
- Fachwerkkonstruktionen und Leiterkonstruktionen, etc. sind, wie die Erfahrung zeigt, anfällig gegenüber Verzinkungsrissen.
- Hohlprofilkonstruktionen mit ausreichend großen Durchfluss- bzw. Entgasungslöchern sind ausführbar. Dabei ist ein ausreichender Öffnungsquerschnitt notwendig, um durch schnelles Einlaufen ein möglichst rasches Eintauchen zu ermöglichen. Konkrete Durchmesser sind jedoch von mehreren Parametern abhängig, die im Rahmen des Projekts noch nicht erforscht werden konnten.
- Eigenspannungszustände aus Schweißen / Walzen / Eintauchen / Verweilen begünstigen die Rissbildung, sind in der Regel jedoch nicht vermeidbar.
- Große Blechdicken bzw. lange Verweilzeiten begünstigen ebenfalls die Rissbildung insbesondere da sie mit größeren Spannungs-Dehnungszuständen aus der Fertigung einhergehen. Da die Blechdicke i.d.R. aus statischer Erfordernis gewählt wird, ist auch dieser Parameter schwer beeinflussbar.
- Sehr wahrscheinlich steigern im Zusammenwirken mit weiteren metallurgischen Veränderungen erhöhte Rauigkeitswerte von Schnittkanten durch höhere lokale plastische Dehnungen die Verzinkungsrissanfälligkeit. Diese kann jedoch in Abhängigkeit von den Schneidprozessparametern unterschiedlich ausgeprägt sein (Härtewerte, Gefügeveränderungen, Eigenspannungen in Art, Höhe und Verteilung). Hier bedarf es ebenfalls noch weiterer Erforschung.

11 Zusammenfassung

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurden Untersuchungen zu den Ursachen und Hintergründen von Risserscheinungen beim Feuerverzinken durchgeführt, die insbesondere bei großen Stahlbauteilen höherer Festigkeiten in letzter Zeit gehäuft anzutreffen waren.

Die Vorgehensweise sah dabei folgende Arbeitsschritte vor:

- Erstellung einer Schadensdatenbank
- Ermittlung der Beanspruchungszustände des transienten Eintauchprozesses und des Schweißprozesses mit Hilfe der Finiten – Elemente – Methode
- Bestimmung Beanspruchbarkeiten des Grundwerkstoffs unter verschiedenen flüssig-heißen Zinklegierungen in Kleinteilversuchen
- Kalibrierung anhand von Großteilversuchen.

Das Untersuchungsprogramm schließt mit der Zusammenstellung der Projektergebnisse und den daraus abgeleiteten Empfehlungen hinsichtlich der zu wählenden Material-, Konstruktions- und Verzinkungsparameter für ein zukünftig sicheres Feuerverzinken großer Stahlbaukonstruktionen.

Neben den so abgelieferten Ergebnissen sind hier erstmals neue Methoden und daraus Ergebnisse bei der Erforschung des Rissphänomens angewandt worden:

- Die Einführung der Ermittlung von $\sigma(t) - \varepsilon(t)$ – Zuständen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Dazu mussten neben der Beherrschung der Simulationstechnik auch die Zusammenhänge der an der Grenzschicht Stahl-Zinkschmelze herrschenden instationären Schmelze- und Erstarrungszustände auf geeignete Wärmeübergangszahlen projiziert werden.
- Die Entwicklung eines neuen Versuchsaufbaus mit so genannten LNT – Proben, mit dem es erstmals möglich ist, beliebige Spannungs – Dehnungs – Zustände unter flüssig-heißer Zinklegierung im Stahl labormäßig einzustellen, insbesondere auch zeitabhängige, so dass die Rissneigung in Abhängigkeit von verschiedenen Legierungszusammensetzungen, Stählen etc. für beliebige Details im Stahlbau ermittelt werden kann.
- Mit Hilfe der gewonnenen Ergebnisse sowohl auf Seiten der Beanspruchung und als auch auf Seiten der Beanspruchbarkeit wird ein Weg aufgezeigt, den Grenzzustand während des Verzinkungsprozesses zu beschreiben und zu beherrschen.
- Zur konkreten Ausfüllung des Konzeptes mit definierten Grenzwerten bedarf es aber noch weiterer Forschungstätigkeiten, insbesondere um das weitläufige und durch gegenseitige Abhängigkeiten geprägte Parameterfeld abzudecken.

Das Forschungsziel des Projektes wurde erfüllt.

11.1 Wirtschaftliche Bedeutung für kleine und mittlere Unternehmen

Im vorliegenden Forschungsprojekt sind für kleine und mittlere Unternehmen des Verzinkens und des Stahlbaus wesentliche technologische Erkenntnisse und Fortschritte geschaffen worden, die einen Ausbau der Marktposition nach sich ziehen werden.

Den Verzinkungs- und Stahlbauunternehmen sind Regeln und Werte an die Hand gegeben worden, mit denen große Stahlbauten sicher verzinkt werden können. Somit ist ein Schritt zur weiteren Markteroberung getan.

11.2 Veröffentlichungen

- Feldmann, M.; Bleck, W.; Langenberg, P.; Pinger, T.; Tschickardt, D.; Völling, A.: Ermittlung der Rissanfälligkeit von Baustählen beim Stückverzinken, Material Testing, 5/2007
- Feldmann, M.; Pinger, T.; Tschickardt, D.; Bleck, W.; Völling, A.; Langenberg, P.: Analyse der Einflüsse auf die Rissbildung infolge Flüssigmetallversprödung beim Feuerverzinken, Stahlbau 77 (2008)

11.3 Förderung des Forschungsvorhabens

Das Projekt wurde von folgenden Firmen maßgeblich unterstützt und gefördert.

Arcelor Mittal:

Bereitstellung von Probenmaterial für die Groß- und Kleinteilversuche

Corus:

Bereitstellung von Probenmaterial für die Kleinteilversuche

Peiner Träger GmbH:

Bereitstellung von Probenmaterial für die Kleinteilversuche

Umicore:

Bereitstellung der in den Kleinteilversuchen verwendeten Schmelzlegierungen

Voigt & Schweitzer Markenverbund-Holding GmbH & Co KG:

Durchführung der Großteilversuche in der Großverzinkerei Landsberg

Für diese Unterstützung sei den Firmen und den beteiligten Ansprechpartnern herzlich gedankt.

„Die Untersuchungen wurden vom Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie (BMWi) über die Arbeitsgemeinschaft Industrieller Forschungsvereinigungen e.V. (AiF) gefördert, AiF-Forschungsvorhaben Nr. 14545“

12 Literatur

- [1] Breitschaft, G., Ulbrich D.: Rissbildung in feuerverzinkten Stahlkonstruktionen, DIBt Mitteilungen, 37 (2006) 6, S. 219-221
- [2] Mitteilungen des Bayerischen Staatsministeriums des Inneren; Rissbildung an feuerverzinkten Stahlkonstruktionen, 24.05.2006 sowie ähnliche Mitteilungen der Obersten Baubehörden anderer Bundesländer
- [3] DIN EN ISO 1461: Durch Feuerverzinken auf Stahl aufgebrachte Zinküberzüge (Stückverzinken) – Anforderungen und Prüfungen, März 1999
- [4] DIN EN ISO 14713: Zink- und Aluminiumüberzüge – Leitfäden, Mai 1999
- [5] Arbeitsblätter Feuerverzinken, Beratung Feuerverzinken, Düsseldorf, 2000
- [6] Deutscher Stahlbau-Verband und Industrieverband Feuerverzinken e.V.: Empfehlungen zur Vermeidung der Rissbildung an feuerverzinkten Stahlkonstruktionen, Feb. 2005
- [7] Galvanizing Structural Steelwork – An approach to the management of liquid metal assisted cracking, BCSA and GA publication No. 40/05
- [8] DIN EN 10025: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen, Februar 2005
- [9] Pinger, T.: Zur Vermeidung der Rissbildung an Stahlkonstruktionen beim Feuerverzinken bei besonderer Berücksichtigung der flüssigmetallinduzierten Spannungsrissskorrosion, Dissertation am Lehrstuhl für Stahlbau, Fakultät für Bauingenieurwesen, RWTH Aachen
- [10] Richter, F.: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. Stahleisen-Sonderberichte, Heft 8, Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1973.
- [11] Richter, F.: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit, Polynome und graphische Darstellungen. Stahleisen-Sonderberichte, Heft 10, Verlag Stahleisen mbH, 1983.
- [12] Feldmann M., Pinger T., Tschickardt D.: Ursachen und Einflüsse auf die Rissbildung beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen, GAV- Forschungskolloquium Hannover 2007
- [13] Nies, H., Schambiel, G., Stiefel, B.: Die Problematik der Rissbildung beim Feuerverzinken, Der Praktiker – DVS Verlag, Seite 178 – 185, 6/2007
- [14] Feldmann M., Pinger T., Tschickardt D.: Cracking in large steel structures during hot dip galvanizing. Intergalva 2006, Neapel 2006.
- [15] Kinstler, T J.: Current Knowledge of the Cracking during Galvanizing, Galva Science LLC, Canada, 2005
- [16] Feldmann M.: Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen; Risschäden – Ursache, Hintergründe und Vermeidung, Gemeinschaftsausschuss Feuerverzinken e.V., Forschungskolloquium Wiesbaden, Nov. 2003
- [17] Feldmann M.: A new Aspect of Crack Assessment of Galvanized Steel Structures, 4th Eurosteel Conference, Maastricht (NL), May 2005
- [18] Sedlacek G., Dahl W., Hoffmeister B., Kühn B., Feldmann M., Pinger T., Langenberg P., Blum M., Grotmann D., Eichenmüller H.: Zur sicheren Anwendung feuerverzinkter Träger. Stahlbau 73 (2004), S. 427-437.

-
- [19] Herold, H.; Woywode, N.; Pieschel, J.: Fertigungsbedingte Risse durch ungünstige schweißtechnische Gestaltung und Ausführung, Z. Metallk., S.232-236, 2001
- [20] Pargeter, R.: Liquid metal penetration during hot dip galvanizing, Internetveröffentlichung The Welding Institut, Great Abington, Cambridge, 2003
- [21] Herbsleb, G.; Pöpperling, R.: Dehnungsinduzierte Spannungsrissskorrosion an Stählen, Werkstoffe und Korrosion 29 (1978) S. 732 - 739
- [22] Engell, H.-J.; Speidel, M. O.: Ursachen und Mechanismen der Spannungsrissskorrosion, Werkstoffe und Korrosion 20 (1969) S. 281-300
- [23] Friehe, W.: Dehnungsinduzierte Spannungsrissskorrosion in Flüssigmetallen, Werkstoffe und Korrosion 29 (1978) S. 747 - 753
- [24] Old, C. F.; Trevena, P.: Embrittlement of zinc by liquid metals, Metal Science, p. 487-495, 1979
- [25] Old, C. F.: Liquid metal embrittlement of nuclear materials, Journal of nuclear materials 92, p. 2-25, 1980
- [26] Old, C. F.: Micromechanisms of crack growth in liquid metal environments, Metal science, p. 433-440, 1980
- [27] Rostoker, W.; McCaughey, J. M.; Markus, H.: Embrittlement by Liquid Metals, Reinhold Publishers, New York, 1960
- [28] Westwood, A. R. C.; Kamdar, M. H.: In Environment Sensitive Mechanical Behaviour, A. R. C. Westwood and N. S. Stoloff, Ed., TMS-AIME Conference 35, Gordon and Breach, 1966 p. 581
- [29] Pargeter, F. W. J.; Ives, M. B.: Grain Size Dependence of Fracture in Copper-Aluminum Alloys Embrittled by Mercury, Canadian Journal of Physics 45, p. 1234, 1967
- [30] Hancock, P. C.; Ives, M. B.: The role of plastic deformation in liquid metal embrittlement, Canadian metallurgical quarterly, Volume 10, 1971
- [31] Rädiker, W.: Die Erzeugung von Spannungsrisse in Stahl durch flüssiges Zink, Stahl u. Eisen 73 (1953), S. 654 – 658
- [32] Nieth, F.: Festigkeitsfragen im Zusammenhang mit der Feuerverzinkung, Dissertation D17, Darmstadt, 1965
- [33] Funke, P.; Klemens, D.: Untersuchung über den Einfluss des Zinks und seiner Legierungselemente auf die Rissbildung von Stählen, TU Clausthal, Projekt im Rahmen des Forschungs- und Entwicklungsprogramm „Korrosion und Korrosionsschutz, 1980
- [34] Klemens, D.: Inbetriebnahme von Verzinkungskesseln, Spannungen im Kesselmaterial und Rissgefährdung durch unterschiedliche Zinkschmelzen. Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V. Düsseldorf, Vortrags- und Diskussionsveranstaltung GAV 1983
- [35] Schubert, P.; Schulz, W.-D.; Katzung, W.; Rittig, R.: Struktur und Eigenschaften von Feuerzinküberzügen, Metall 53, S. 260 – 268, 1999
- [36] Merkblatt 329 - Korrosionsschutz durch Feuerverzinken (Stückverzinken), Stahl-Informations-Zentrum und Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Düsseldorf
- [37] Sandelin, R. W.: Galvanizing characteristics of different types of steel, Wire and Wire Products No. 12, 1940

- [38] Klemens, D., Kaszàs, S.: Untersuchung der Spannungsrisskorrosion von Baustählen in flüssigem Zink. *Werkstoffe und Korrosion* 43(1992), 561-564.
- [39] Nürnberger, U.; Menzel, K.: „Rissbildung beim Feuerverzinken von Feinkornbaustählen“, Abschlussbericht in der Forschungs- und Materialprüfungsanstalt Baden-Württemberg, 1998
- [40] Rädiker, W.; Haarmann, R.: Angriffsarten des Zinks auf Stahl bei der Feuerverzinkung, *Stahl und Eisen* 59 (1939), S. 1217 - 1227
- [41] Katzung W., Schulz W.-D.: Beitrag zum Feuerverzinken von Stahlkonstruktionen - Ursachen und Lösungsvorschläge zum Problem der Rissbildung. *Stahlbau* 74 (2005), S. 258-273.
- [42] Weber, L., Hoffmann, J.: Communiqué der Fa. Arcelor- Mittal zur Verzinkungsrisssproblematik, 2007

Lehrstuhl für Stahlbau und
Leichtmetallbau
RWTH Aachen

Name der Forschungsstelle 1

14545 N / 1

AiF-Vorhaben-Nr.

Institut für Eisenhüttenkunde
RWTH Aachen

Name der Forschungsstelle 2

01.09.2005 bis 28.02.2007

Bewilligungszeitraum

Abschlussbericht

zu dem aus Haushaltsmitteln des BMWi über die



geförderten Forschungsvorhaben

ANHANG A

Forschungsthema:

Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen

Forschungsstellen:

Lehrstuhl für Stahl- und Leichtmetallbau, RWTH Aachen
Institut für Eisenhüttenkunde, RWTH Aachen

Schadensdatenbank

Im ersten Arbeitsschritt wurden die verfügbaren Schadensfälle gesichtet, typisiert und in Datenblätter eingetragen.

Neben einer Abbildung des Schadensfalls werden das konstruktive Detail und der aufgetretene Schaden jeweils in einem Kurztext beschrieben. Weitere Informationen wie Werkstoffparameter und die Parameter des Verzinkungsprozesses werden ebenfalls in das Datenblatt aufgenommen, soweit diese aus den vorliegenden Informationen ersichtlich sind.

Für folgende Konstruktionen wurden bekannte Schäden in die Datenbank aufgenommen:

- Halbe Kopfplatte, Riss in Trägerlängsrichtung
- Ausklinkung, Riss ausgehend vom Eckbereich des Ausschnittes
- Quadratische Hohlprofile, Risse im Bereich der Kaltverformungen
- Geschweißtes Hohlkastenprofil, Riss quer zur Längsnaht
- Geschweißter T-Knoten Hohlprofile, Abriss der Pfosten
- Stützenfuß mit Abflussöffnung in Stegmitte, Riss in der Öffnung und am Schweißnahtfuß
- Zugglieder aus H-Profilen, Risse ausgehend von gebrannten Ablauföffnungen
- Trägerende mit Bohrungen, Risse ausgehend von den Bohrlöchern
- Träger mit sehr starker Krümmung
- Kreishohlprofil mit angeschweißtem Blech, Längsrisse
- Gurt eines Fachwerkträgers mit angeschweißten Versteifungsblechen, Risse in Querrichtung an den Umschweißungen der Anschlussbleche
- Gitterbrücke
- Risse im Steg quer zur Längsachse
- Gurt eines Fachwerkträgers mit einseitig geschlossenem Profi, Risse in Querrichtung
- Teilkopfplatte mit Hinterschnitt, Riss in Trägerlängsrichtung
- Teilkopfplatte mit Voute, Riss unter 45°
- Parkhaussträger mit Vorkrümmung, Risse an Stellen exzessiver Kaltverformung
- Kreishohlprofile von Hochspannungsmasten mit angeschweißten Knotenblechen, Risse an den Abbindungen
- Geschweißte Brückenträger mit Längssteifen im Bereich des Stegbleches, Risse an den Abbindungen

In den nachfolgenden Abbildungen sind beispielhaft die Datenblätter für drei verschiedene Risschäden an großen Stahlbaukonstruktionen dargestellt.

<p style="font-size: small;">AIF-Vorhaben-Nr. 14545 N / 1 - Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen</p> <p style="text-align: right; font-size: small;">Schadensdatenbank</p> <hr/> <p>Datenblatt: 001</p> <p>Abbildung/Darstellung:</p>  <p>Beschreibung des konstruktiven Details: <i>(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)</i></p> <p>Parkhausträger (IPE 550, l = 16,0 m, Überhöhung ca. 150 mm) mit halber Kopfplatte am Ende des Trägers, Kopfplattendicke t = 12,5 mm</p> <p>Beschreibung des Schadens: <i>(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)</i></p> <p>Die Risse beginnen im Steg an der unteren Kante der Kopfplatte etwa in Höhe der neutralen Achse und wandern in den Trägersteg hinein entlang der neutralen Achse. Sie können Risslängen von über 1800 mm erreichen.</p> <p style="font-size: x-small;">Stand: 2006-02-16</p>	<p>Werkstoff:</p> <p>Stahlsorte/-güte: S460 Zähigkeit: - Streckgrenze/Zugfestigkeit: - Chemische Zusammensetzung: - Wärmebehandlung: - Bereiche mit Kaltverformungen: - Oberflächenrauigkeit: -</p> <hr/> <p>Verzinkungsparameter:</p> <p>Beizdauer: - Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): - Vorwärmtemperatur: - Zusammensetzung der Zinkschmelze: - Eintauchgeschwindigkeit: - Eintauchwinkel: - Tauchzeit: -</p> <hr/> <p>Besonderheiten: -</p> <p style="text-align: right; font-size: x-small;">1 - 19</p>
--	---

Bild 0-1: Datenblatt „Trägerende mit halber Kopfplatte“

<p style="font-size: small;">AIF-Vorhaben-Nr. 14545 N / 1 - Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen</p> <p style="text-align: right; font-size: small;">Schadensdatenbank</p> <hr/> <p>Datenblatt: 002</p> <p>Abbildung/Darstellung:</p>  <p>Beschreibung des konstruktiven Details: <i>(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)</i></p> <p>Parkhausträger (IPE 550, l = 16,50 m, Überhöhung: 160-180 mm) mit Ausklinkung (l = 150 mm) am Ende des Trägers, Bohrung d = 12 mm</p> <p>Beschreibung des Schadens: <i>(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)</i></p> <p>Die Risse beginnen an der Bohrung im Bereich der Ausklinkung und verlaufen zunächst schräg zur Trägerlängsachse, nähern sich dann aber asymptotisch einer Parallelen zur neutralen Achse an. Die Risslänge erreicht Werte von über 1800 mm.</p> <p style="font-size: x-small;">Stand: 2006-02-16</p>	<p>Werkstoff:</p> <p>Stahlsorte/-güte: S460 Zähigkeit: - Streckgrenze/Zugfestigkeit: - Chemische Zusammensetzung: - Wärmebehandlung: - Bereiche mit Kaltverformungen: - Oberflächenrauigkeit: -</p> <hr/> <p>Verzinkungsparameter:</p> <p>Beizdauer: ca. 35 min (8-15% HCl) Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): 60% ZnCl₂ / 40% NH₄Cl, 450g Salzgehalt, ca. 3 g/l Fe Vorwärmtemperatur: ca. 70-80° C Zusammensetzung der Zinkschmelze: Pb 0,19% / Sn 0,61% / Bi 0,096% / Al 0,007% / Ni 0,051% / Fe 0,02% / Cu 0,02% / Cd 0,001% Eintauchgeschwindigkeit: ca. 7,2s → ca. 4,2 m/min Eintauchen des Trägers mit den KBD nach unten Eintauchwinkel: ca. 26° Tauchzeit: ca. 8-9 min</p> <hr/> <p>Besonderheiten: -</p> <p style="text-align: right; font-size: x-small;">2 - 19</p>
--	--

Bild 0-2: Datenblatt „Trägerende mit Ausklinkung“

AIF-Vorhaben-Nr. 14545 N / 1 - Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen		Schadensdatenbank
Datenblatt: 014		
Abbildung/Darstellung:		
		
Beschreibung des konstruktiven Details: (Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)		
Gurt eines Fachwerkträgers (einseitig geschlossenes Profil HEA 400)		
Beschreibung des Schadens: (Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)		
Der aufgetretene Riss lag ca. 30cm vom Knotenpunkt entfernt und breitete sich sowohl im Obergurflansch als auch im aufgeschweißten Deckblech in Querrichtung aus.		
Werkstoff:		
Stahlsorte/-güte: S355J2G3		
Zähigkeit: gemäß Norm		
Streckgrenze/Zugfestigkeit: -		
Chemische Zusammensetzung: gemäß DIN EN 10025		
Wärmebehandlung: -		
Bereiche mit Kaltverformungen: -		
Oberflächenrauigkeit: -		
Verzinkungsparameter:		
Beizdauer: -		
Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -		
Vorwärmtemperatur: -		
Zusammensetzung der Zinkschmelze:		
Pb 1,03% / Sn 0,81% / Bi 0,142%		
Eintauchgeschwindigkeit: ? (sehr niedrig)		
Eintauchwinkel: ca. 0°		
Tauchzeit: -		
Besonderheiten: -		
Stand: 2006-02-16		14 - 19

Bild 0-3: Datenblatt „Fachwerkurt einseitig geschlossen“

Die Zusammenstellung aller Datenblätter ist diesem Bericht nachfolgend beigefügt.

Datenblatt: 001

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.*)

Parkhausträger (IPE 550, $l = 16,0$ m, Überhöhung ca. 150 mm) mit halber Kopfplatte am Ende des Trägers, Kopfplattendicke $t = 12,5$ mm

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenkung, etc.*)

Die Risse beginnen im Steg an der unteren Kante der Kopfplatte etwa in Höhe der neutralen Achse und wandern in den Trägersteg hinein entlang der neutralen Achse. Sie können Risslängen von über 1800 mm erreichen.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S460

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 002**Abbildung/Darstellung:****Beschreibung des konstruktiven Details:**

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.*)

Parkhausträger (IPE 550, l = 16,50 m, Überhöhung: 160-180 mm) mit Ausklinkung (l = 150 mm) am Ende des Trägers, Bohrung d = 12 mm

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntung, etc.*)

Die Risse beginnen an der Bohrung im Bereich der Ausklinkung und verlaufen zunächst schräg zur Trägerlängsachse, nähern sich dann aber asymptotisch einer Parallelen zur neutralen Achse an. Die Risslänge erreicht Werte von über 1800 mm.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S460

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: ca. 35 min (8-15% HCl)

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt):

60% ZnCl₂ / 40% NH₄Cl, 450g Salzgehalt, ca. 3 g/l Fe

Vorwärmtemperatur: ca. 70-80° C

Zusammensetzung der Zinkschmelze:

Pb 0,19% / Sn 0,61% / Bi 0,096% / Al 0,007% / Ni 0,051% / Fe

0,02% / Cu 0,02% / Cd 0,001%

Eintauchgeschwindigkeit: ca. 7,2s → ca. 4,2 m/min

Eintauchen des Trägers mit den KBD nach unten

Eintauchwinkel: ca. 26°

Tauchzeit: ca. 8-9 min

Besonderheiten: -

Datenblatt: 003

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Quadratische Hohlprofile und Rechteckhohlprofile

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)

Die Profile reißen entlang der Rohrkanten im Bereich der Kaltverformungen auf.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 004

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)*

Jochträger – geschweißtes Hohlkastenprofil

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Die Risse beginnen an den Ecken des Flanschbleches und verlaufen in den Flansch und das Stegblech

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S355

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 005

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)*

Geschweißte Konstruktion aus Hohlkastenprofilen

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Abriss von Hohlprofilen an der WEZ

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 006

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.*)

Stützenfuß eines HEM 300 mit einer Kopfplatte $t = 45$ mm, halbkreisförmige Öffnung ($d = 100$ mm) in der Mitte des Stegs, umlaufende Kehlnaht $a = 18$ mm

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Zwei verschiedene Risserscheinungen:

1. Riss im Steg an der Öffnung ausgehend von der Oberkante Schweißnaht unter 45°
2. Risse entlang des Schweißnahtfußes der Scheißnaht im Bereich des Steges und der Stegöffnung

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S355J2G3

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 007

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.*)

Anschlusskonstruktion eines Zugliedes

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntung, etc.*)

Die Risse treten an den Durchlassöffnungen auf, die mit einem Gasbrenner unmittelbar oberhalb der Schweißnähte am Steg eingebracht wurden.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S355J2G3

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 008

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Träger mit Bohrungen am Ende des Trägers

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntung, etc.)

Die Risse beginnen an der Bohrung und verlaufen in eine oder beide Längsrichtungen.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 009

Abbildung/Darstellung:

-

Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Träger mit sehr starker Krümmung

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenung, etc.)

Die Risse gehen vom Querrand des Trägers aus und verlaufen in Längsrichtung

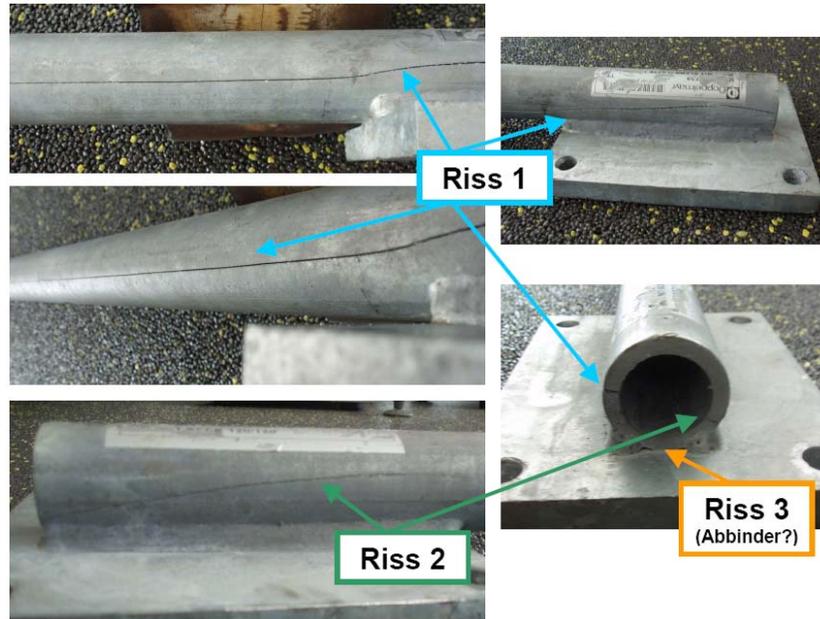
Werkstoff:**Stahlsorte/-güte:** -**Zähigkeit:** -**Streckgrenze/Zugfestigkeit:** -**Chemische Zusammensetzung:** -**Wärmebehandlung:** -**Bereiche mit Kaltverformungen:** -**Oberflächenrauigkeit:** -

Verzinkungsparameter:**Beizdauer:** -**Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt):** -**Vorwärmtemperatur:** -**Zusammensetzung der Zinkschmelze:** -**Eintauchgeschwindigkeit:** -**Eintauchwinkel:** -**Tauchzeit:** -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 010

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Kreishohlprofil (Masthalterung für Luftwarnkugel)

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)

Die Risse verlaufen in Längsrichtung durch das gesamte Bauteil

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 011**Abbildung/Darstellung:****Beschreibung des konstruktiven Details:**

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Gurt eines Fachwerkträgers (offenes Profil HEA 400) mit angeschweißten Versteifungsblechen

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)

Ausgehend vom Anschlusspunkt der Querlasche von den Enden der Schweißnähte treten Risse in den Flanschen des Obergurtes in Querrichtung auf. In einem Fall war der Riss klaffend und lief bis in den Steg weiter

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S355J2G3

Zähigkeit: gemäß Norm

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: gemäß DIN EN 10025

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze:

Pb 1,03% / Sn 0,81% / Bi 0,142%

Eintauchgeschwindigkeit: ? (sehr niedrig)

Eintauchwinkel: ca. 0°

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 012**Abbildung/Darstellung:****Beschreibung des konstruktiven Details:**

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)*

Gitterbrücke - Quadratische Hohlprofile, die mit Blechstücken zusammenschweißt wurden, wobei ein Spalt zwischen den Hohlprofilstücken belassen wurde

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Die Risse beginnen im Bereich des Spaltes an der unteren Kante der Kopfplatte etwa in Höhe der neutralen Achse und wandern in den Trägersteg hinein entlang der neutralen Achse. Sie können Risslängen von über 1800 mm erreichen.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

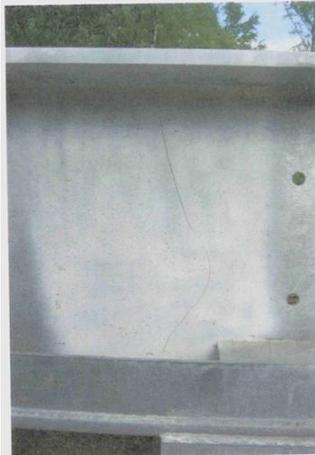
Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 013

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

HEA 550

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenkung, etc.)

Die Risse verlaufen im Steg quer zur Trägerachse.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 014

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)*

Gurt eines Fachwerkträgers (einseitig geschlossenes Profil HEA 400)

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Der aufgetretene Riss lag ca. 30cm vom Knotenpunkt entfernt und breitete sich sowohl im Obergurtflansch als auch im aufgeschweißten Deckblech in Querrichtung aus.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: S355J2G3

Zähigkeit: gemäß Norm

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: gemäß DIN EN 10025

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze:

Pb 1,03% / Sn 0,81% / Bi 0,142%

Eintauchgeschwindigkeit: ? (sehr niedrig)

Eintauchwinkel: ca. 0°

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 015

Abbildung/Darstellung:**Beschreibung des konstruktiven Details:**

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)*

Parkhausträger (IPE 550) mit halber Kopfplatte und Hinterschnitt am Ende des Trägers

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Die Risse beginnen am Hinterschnitt und wandern in den Trägersteg hinein entlang der neutralen Achse.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten:

Datenblatt: 016

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Parkhausträger (IPE 550) mit halber Kopfplatte und Schrägschnitt am Ende des Trägers

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntung, etc.)

Die Risse beginnen im unteren Teil des Schrägschnitts und wandern schräg (ca. unter 45°) in den Trägersteg hinein.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 017

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Parkhausträger (IPE 550) mit Vorverformung

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)

Der Riss geht vom unteren Flansch an der Stelle aus, an der der Boxer bei Aufbringen der Vorverformung aufgesetzt wurde.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

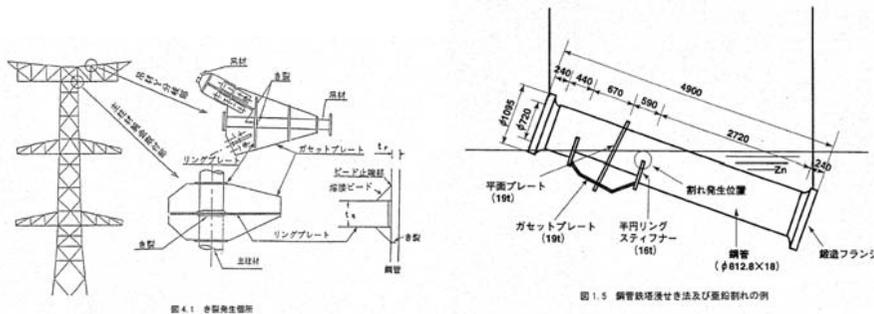
Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 018

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(*Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.*)

Kreishohlprofile von Hochspannungsmasten ($d = 609,6 \text{ mm}$) mit angeschweißten Knotenblechen

Beschreibung des Schadens:

(*Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.*)

Die Risse treten an den Schweißnähten der Knotenbleche im Bereich der Abbindungen auf.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

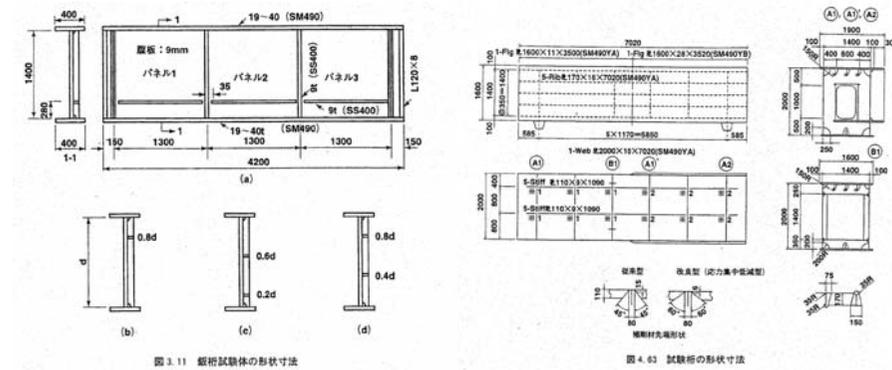
Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -

Datenblatt: 019

Abbildung/Darstellung:



Beschreibung des konstruktiven Details:

(Profiltyp, Dicke der Flansche, des Stegs und der Bleche, Art und Dicke der Schweißnähte, Anzahl der Schweißlagen, Durchmesser von Bohrungen, etc.)

Geschweißte Brückenträger mit Längssteifen im Bereich des Stegbleches

Beschreibung des Schadens:

(Ort des Schadens, Risslänge, Beschaffenheit der Rissoberfläche, Zeitpunkt des Auftretens des Schadens, Art der Schadenserkenntnis, etc.)

Die Risse treten an den Enden der Steifen im Bereich der Wärmeinflusszone auf.

Werkstoff:

Stahlsorte/-güte: -

Zähigkeit: -

Streckgrenze/Zugfestigkeit: -

Chemische Zusammensetzung: -

Wärmebehandlung: -

Bereiche mit Kaltverformungen: -

Oberflächenrauigkeit: -

Verzinkungsparameter:

Beizdauer: -

Flussmittel (Typ, Salzgehalt, Eisengehalt): -

Vorwärmtemperatur: -

Zusammensetzung der Zinkschmelze: -

Eintauchgeschwindigkeit: -

Eintauchwinkel: -

Tauchzeit: -

Besonderheiten: -