

Können wir noch verzinken?

Rissbildung durch Flüssigmetallversprödung beim Feuerverzinken

Univ. Prof. Dr.-Ing. M. Feldmann, Dipl.-Ing. T. Pinger, Dipl.-Ing. D. Tschickardt, Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau RWTH Aachen, Dr.-Ing. P. Langenberg, IWT Aachen

Kurzfassung

In diesem Beitrag werden typische Schadensfälle der Rissbildung beim Feuerverzinken gezeigt, ein Phänomen, das in den letzten Jahren verstärkt und nicht selten mit Auswirkung auf die Standsicherheit zu beobachten war. Dies gab Anlass für eingehende Forschungsarbeiten, deren Ergebnisse die Ursachen und Hintergründe der Rissbildung nun wesentlich aufhellen. Nach der Darstellung der maßgebenden Einflussfaktoren wie Zinkschmelzenzusammensetzung, Spannungsdehnungsentwicklung, Material, etc. werden auf dem aktuellen Kenntnisstand fußende Empfehlungen zur Vermeidung der Rissbildung vorgestellt.

1. Anlass

Die Mitteilungen des Deutschen Instituts für Bautechnik (DIBt) und der obersten Bauaufsichtsorgane der Länder, z.B. [1], zur „Rissbildung an feuerverzinkten Stahlkonstruktionen“ an die Prüflingenieure für Baustatik und Sachverständige für Standsicherheit weisen auf ernste Schäden an großen, ab ca. 07/2000 feuerverzinkten Stahlkonstruktionen hin, siehe Bild 1, die in den letzten Jahren aufgetreten sind und fordern von den betreffenden Bauherren, Eigentümern oder Verfügungsberechtigten eine nähere Untersuchung von Bauvorhaben mit feuerverzinkten tragenden Konstruktionsteilen, um eine mögliche Gefährdung der Standsicherheit auszuschließen. Was verbirgt sich dahinter?

Anlass sind eine Reihe von Schadensfällen, bei denen in den teilweise errichteten oder bereits in Betrieb genommenen Konstruktionen zahlreiche, lange und tiefe und zum Teil durchgehende Risse entdeckt worden sind. Hierzu wurde im DIBt ein Arbeitskreis einberufen, mit dem Ziel, das in Zusammenhang mit veränderten Zinkschmelzen [2] [3], größeren Konstruktion, höherfesten Stahlsorten etc. verdächtig stehende Schadensphänomen weiter aufzuklären; herauszufinden, ob eine Gefährdung, insbesondere Standsicherheitsgefährdung des gebauten Bestands vorliegt [4] und welche Gegenmaßnahmen ergriffen werden müssen. Dazu wurden auch die Ergebnisse von jüngsten Forschungsarbeiten herangezogen [3] [5] [10]. So ist es das Gebot der Gefahrenabwehr, die Zusammenhänge genauer zu beleuchten und aufzuschlüsseln, um die Gründe klar herauszustellen und die bauordnungsmäßigen Konsequenzen zu ziehen.

2. Beispiele für Schadensfälle, Befund und Detektion

Bild 1 zeigt typische Fälle von Rissbildung an feuerverzinkten Stahlkonstruktionen. Bei der Analyse solcher Schadensfälle stellt sich heraus, dass nicht selten die Enddetails schlanker hochstegiger Stahlträger, die Umgebungsbereiche von Schweißnähten in dickwandigen

Konstruktionen, Knotenpunkte von Hohlprofilkonstruktionen und Fachwerken bevorzugte Stellen der Rissbildung beim Feuerverzinken sind. Treten die Risse in den Umgebungs- Bereichen von Schweißnähten auf, können sie einen „zackeligen“ Verlauf aufweisen, sie können verzweigen und sich auch mit anderen Rissanzeigen wieder vereinen. Die Risslängen können einige Millimeter bis zu mehrere Dezimeter betragen. Die Rissbildung ist insbesondere dann verstärkt zu beobachten gewesen [2], wenn mit veränderten Zinklegierungszusammensetzungen gearbeitet wurde. Denn ab ca. Mitte 2000 wurden Zinkbäder zur Erzielung dünnerer (oder besser kontrollierbarer) Zinküberzugsdicken sowie einer besserten Optik mit höheren Anteilen an Zusatzelementen, z.B. Zinn (Sn) und Wismuth (Bi), teilweise mit Bleisättigung, verwendet. So wird u. a. durch die im Folgenden vorgestellten neuen Untersuchungen deutlich, dass Risschäden durch die so genannte Flüssigmetallversprödung („Liquid Metal Embrittlement“, LME, oder auch „flüssigmetallinduzierte Spannungsrissskorrosion“ FMSRK, oder auch „Lotbrüchigkeit“, siehe [9]) entstehen können. So ist das Phänomen der Flüssigmetallversprödung beim Feuerverzinken bereits seit vielen Jahrzehnten bekannt [9]. Eine wasserstoffinduzierte Spannungsrissskorrosion scheidet zumeist nicht nur aufgrund fehlender Voraussetzungen hierfür als Hauptursache aus, jedoch ist zumindest fallweise denkbar, dass eine Kombination von wasserstoffinduzierter Spannungsrisssbildung mit anschließender Flüssigmetallversprödung auftreten kann.

Die Risse werden oft erst nach dem Einbau entdeckt, da häufig die während des Verzinkungsprozesses entstandenen Risse an der Oberfläche überbeschichtet werden, siehe Bild 2, es sei denn, äußere Belastungen öffnen sie anschließend wieder. So bereitet die Überbeschichtung mit Zinkauflage auch gewisse Schwierigkeiten bei der Rissauffindung. Als das zur Zeit praktischste Verfahren zur Rissdetektion von mit Zink überdeckten und gefüllten Rissen ist das Magnetpulververfahren (Magnetical Testing, MT) zu nennen, obwohl das Auffinden der Risse mit diesem Verfahren mit erhöhten Aufwänden (Magnetisierungszeiten, Flussdichten) verbunden ist, da gegenüber der üblichen Anwendung gemäß DIN EN 1290 die Prüfempfindlichkeit bei Schichtdicken $\geq 50 \mu\text{m}$ reduziert ist.

Die Analyse im Rasterelektronenmikroskop REM-EDX der Risse, siehe Bild 2, ergibt folgenden, nahezu regelmäßig festzustellenden Befund:

- Die Rissufer sind mit Zinkphasen belegt und die Risse sind bis in die Rissspitze mit Fremdmetall gefüllt.
- Die Risse verlaufen in der Regel interkristallin, die Vorgänge der Fremdmetalleindringung werden über Korngrenzendiffusion und Kapillarwirkung 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 und auch Diffusionsfähigkeit (insbesondere Zinn) in der Lage sind, weiter zwischen die Korngrenzen zu gelangen, siehe Bild 3.
- Insbesondere bei Schadensfällen mit Zinn- oder Zinn- Blei- legierten Schmelzen kann man neben den großen Rissen auch kleine, nicht tiefgehende Oberflächenrisse finden, die normalerweise nicht zu erwarten sind, siehe Bild 4. Sie geben jedoch weitere Aufschlüsse über die Rissinitiierungsvorgänge bei diesen Legierungen. In diesen Oberflächenrisse, die sich in Spannungszonen vor Ausbildung des Hauptrisses gebildet haben müssen, lässt sich nämlich i. w. nur Zinn (Sn), wiederum in starker Aufkonzentration, finden, siehe Bild 2. Hier liegt nahe, dass im Zusammenhang mit der Rissinitiierung das niedrigschmelzende Element Zinn oder entsprechende Elementgemische mit niedriger

eutektischer Temperatur bereits zu den Zeiten der durch das Eintauchen des kalten Verzinkungsguts bedingten vorübergehenden Zinkschmelzenerstarrung an der Oberfläche des Stahls bereits korrosiv wirkt und/oder während der Bildung der intermetallischen Phasen an die Stahloberfläche gelangt. Untersuchungen haben gezeigt, dass bei entsprechend langer Verzinkungsdauer bei mit Zinn oder Zinn-Blei- legierten Zinkschmelzen bereits eine Korngrenzenschädigung ohne Anliegen von Spannung an der Probe auftreten kann.



Bild 1: Typische Schadensfälle

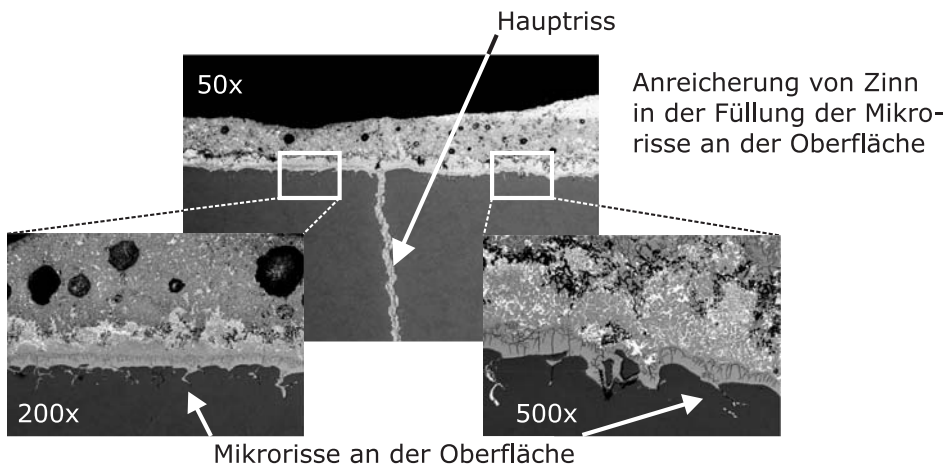


Bild 2: Überdeckter Haupttriss mit ca. 100 µm langen Nebenrissen an d. Oberfläche

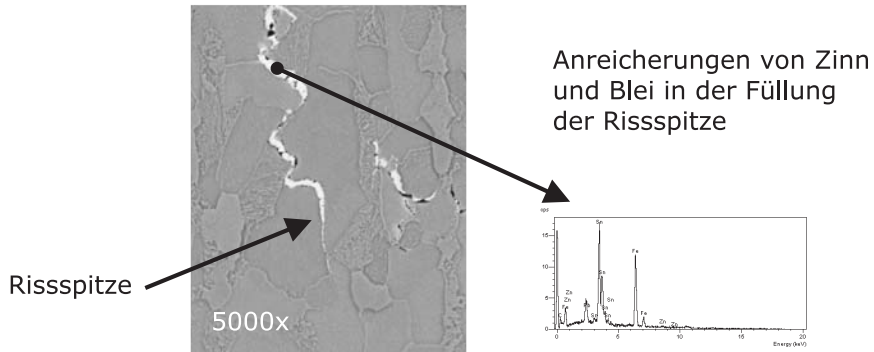
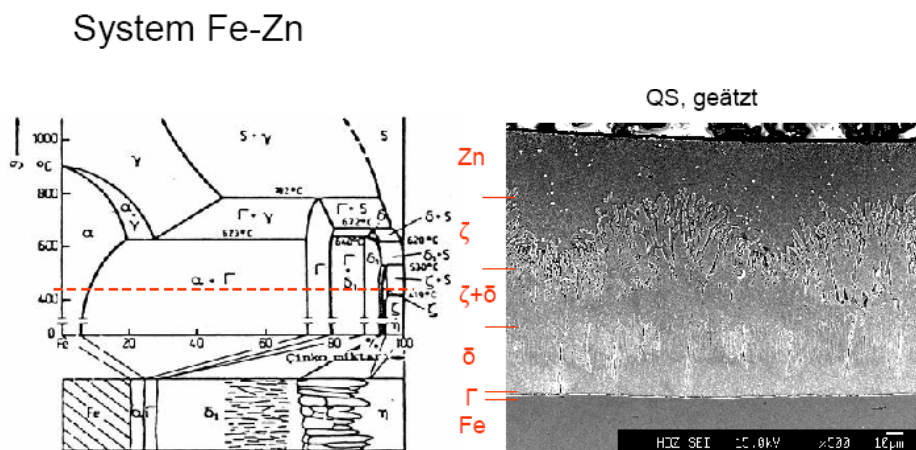


Bild 3: Fremdmetallgefüllte Risssspitze eines Haupttrisses



Bargel, H.-J., Schulze, G., Cev Gülec, S., Aran, A.: Malzene Bilgisi, Cilt II, J.T.U. Makina Fakültesi, İstanbul 1995

Bild 4: Phasenaufbau im Eisen- Zink- System bei ca. 445°C Verzinkungstemperatur, Stahl S355.

3. Ergebnisse makroskopischer Untersuchungen

Für die für die Schadenfälle typischen makroskopisch ausgeprägten Risserscheinungen infolge Flüssigmetallversprödung (LME) bedarf es einerseits Spannungen und Dehnungen, die einer mechanischen Einwirkungsseite zugeordnet werden können und andererseits eines korrosiv wirkenden Mediums, das den Materialwiderstand auf der Beanspruchbarkeitsseite reduziert, siehe Bild 5. Die im Weiteren noch näher erläuterten thermomechanischen, metallurgischen und chemischen Ursachenfaktoren können dann weiter den Seiten des Grenzzustands der Rissbildung zugeordnet werden, siehe die mittlere Ebene in Bild 5. Diesen mit den Mitteln der Wissenschaft beschreibbaren Ursachenfaktoren sind technische Einflussgrößen zuzuordnen, welche in der untersten Ebene wiedergegeben sind. Es ist zu erkennen, dass die vielfältigen konkreten Einflussparameter der untersten Ebene des Diagramms in Bild 5 nicht eindeutig nur der Einwirkungsseite oder nur der Widerstandsseite zuzuordnen sind, vielmehr beeinflussen sie sowohl die Einwirkungsseite als auch die Widerstandsseite gleichzeitig. Wichtig ist darüber hinaus auch, dass die Ausmaße der einzelnen Ursachenzusammenhänge („Pfade“ in Bild 5) von Fall zu Fall sehr unterschiedlich sein können. Das macht die Sache komplex und erfordert die interdisziplinäre Betrachtung mit möglichst quantifizierender Bestimmung der Einflüsse.

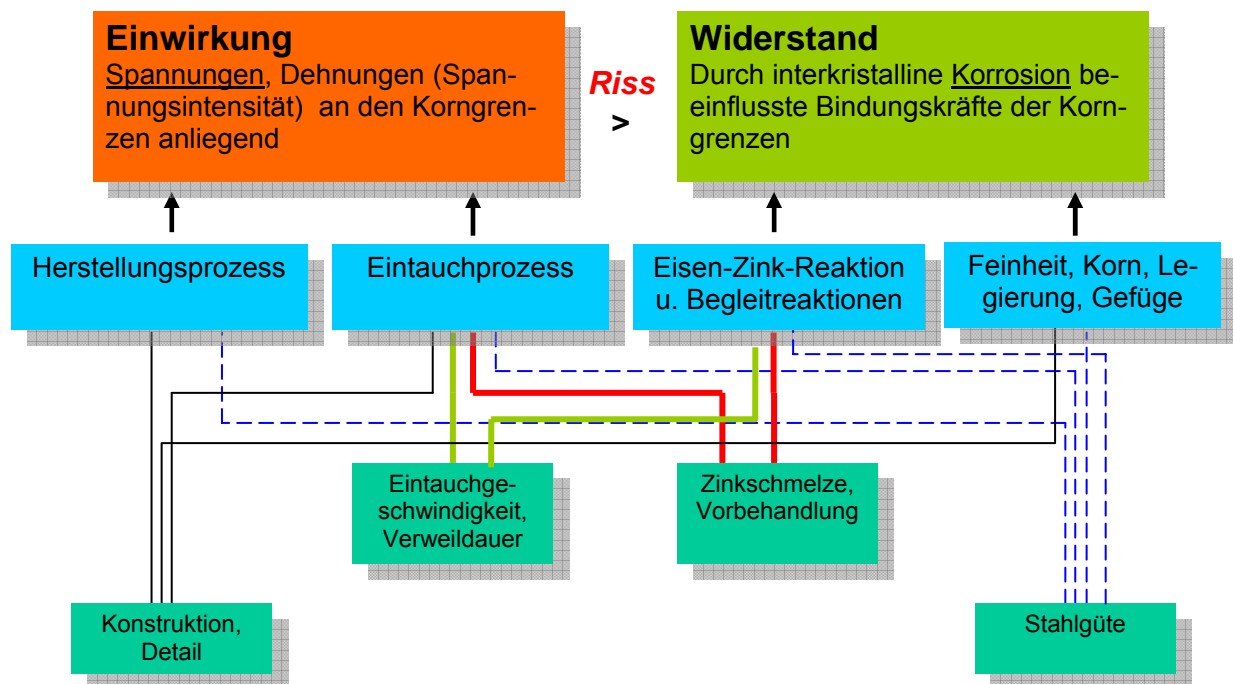


Bild 5: Einflussfaktoren und Zusammenhänge auf die Rissbildung beim Feuerverzinken (der Parameter „Vorwärmung“ ist nicht dargestellt) im Grenzzustand des Versagens

So lassen sich die Größe der beim Verzinken entstehenden Beanspruchungen in Form von **Spannungen und Dehnungen** mit Hilfe von FE- Berechnungen und 1:1- Bauteilversuchen quantifizieren. Es stellt sich heraus, dass die Größe dieser Beanspruchungen von der Detailausbildung, dem Wärmeübergangskoeffizienten der Schmelze und der Eintauchgeschwin-

digkeit abhängen. Der effektive Wärmeübergangskoeffizient wird von den Legierungselementen der Schmelze und auch vom Flussmittel beeinflusst, siehe Bild 8, 9 und 10. Insbesondere an schlanken, hohen Trägern sowie Fachwerken treten beim Eintauchen in die Zinkschmelze große Temperaturunterschiede an neuralgischen Details im Bauteil auf, die sich in rissfördernden, hohen transienten Spannungs- Dehnungs- Beanspruchungen in Form eines Druck-Zug-Zyklus widerspiegeln, siehe Bild 6, Bild 7 sowie Bild 11.

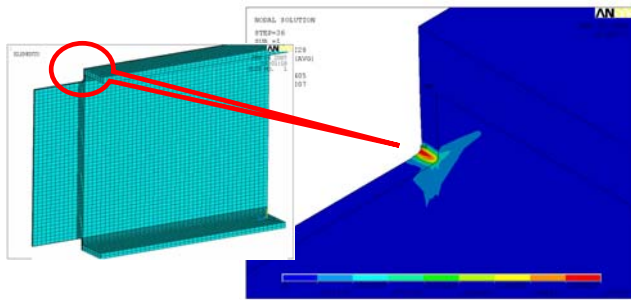


Bild 6: Örtliche Dehnungen beim Eintauchen von I-Profilen mit Ausklinkungen in flüssige Zinkschmelze

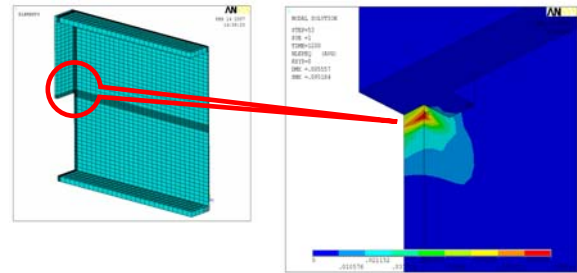


Bild 7: Örtliche Dehnungen beim Eintauchen von I-Profilen mit Teilkopfplatte in flüssige Zinkschmelze

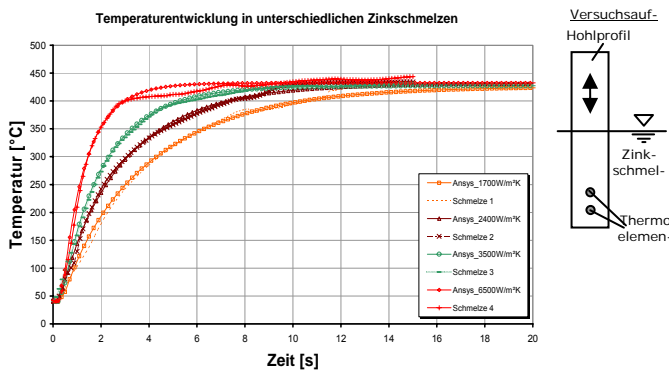


Bild 8: Einfluss der Zinkschmelzenzusammensetzung auf die Temp.- entwicklung, Versuchswerte u. FEM- Rechnung

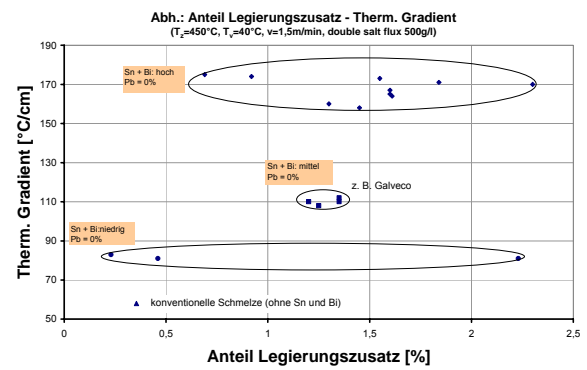


Bild 9: Einfluss der Legierungselemente auf den thermischen Gradienten des Versuchskörpers aus Bild 8

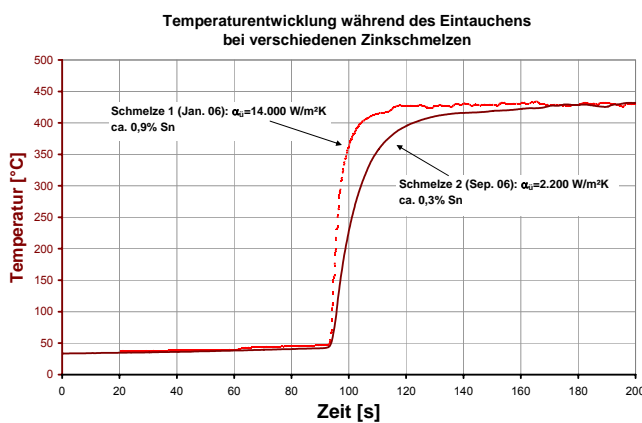


Bild 10: Gemessene Temperaturentwicklung eines I-Profiles (Stegmitte Trägerende), eff. Wärmeübergangskoeffizient

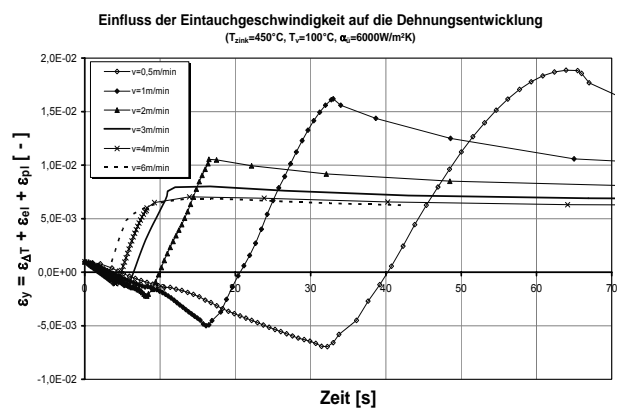


Bild 11: Dehnungsentwicklung im Steg unterhalb Teilkopfplatte (siehe Bild 7) in Abhängigkeit von der Tauchgeschwindigkeit

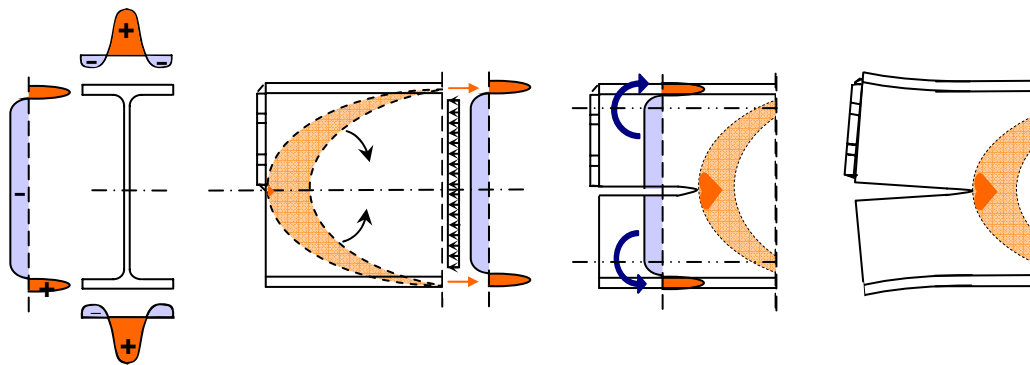


Bild 12: Die Walzeigenspannungsverteilung am Profilende baut sich vor der Spitze eines Horizontalrisses nicht ab

Die Beanspruchungen werden durch Eigenspannungen aus Schweißen, Walzen und Kaltverformung überlagert. So besitzt beispielsweise ein gewalzter I-Profilquerschnitt nicht selten eine Verteilung der Walzeigenspannungen gemäß Bild 12, nämlich Zugspannungen im Bereich langsamerer Materialabkühlung nach dem Walzen, also im Kreuzungspunkt Steg-Flansch, und Druckspannungen in Bereichen schnellerer Abkühlung, also an den Flanschrändern und im Steg. Druck- und Zugeigenspannungen stehen im Gleichgewicht. Die über die Länge eines I-Profiles als konstant angenommene Walzeigenspannungsverteilung bildet an den Enden eine Verteilung in Form eines Zugbogens für die Zugspannungen, um das Gleichgewicht am freien Schnitt des Trägerendes zu schaffen.

Ein z. B. durch Flüssigmetallversprödung (hier in Verbindung mit einer transienten Spannungs-Dehnungsentwicklung während des Eintauchens) initiiertes Riss unterhalb der halben Kopfplatte trifft auf den Scheitel des Zugspannungsbogens in Höhe der Nulllinie. Der Riss reißt bei stark reduziertem Rissauffangvermögen weiter auf. Während des Risswachstums äußern sich die Eigenspannungsverteilungen in den oberhalb und unterhalb verbleibenden Teilquerschnitten als Schnittgrößenmomente, die sich freimachen und in Verkrümmungen resultieren. Gleichzeitig bleibt jedoch der Zugspannungsbogen vor der Risspitze erhalten. Dies hat den Effekt, dass der Zugbogen ohne Spannungsabbau vor der Risspitze her getrieben wird. Der Riss läuft so im beschriebenen Mechanismus unendlich weiter und erzeugt Risse wie zum Beispiel die in Bild 1 oben dargestellten Schäden.

Auf der **Materialwiderstandsseite** lassen sich die Beanspruchbarkeiten gut in Form von zeit- und dehnratenabhängigen plastischen Bruchdehnungen unter flüssiger Schmelze für verschiedene Stähle und Zinklegierungen erfassen. Es zeigt sich, dass es zur LME- Anfälligkeit mehr oder weniger großer (plastischer) Dehnungen (oder zumindest vorausgegangener plastischer Dehnungen) mit Spannungen bedarf. Um den Einfluss der Zinkschmelze, der Stahlzusammensetzung und des Korngefüges sowie das kritische Spannungs- und Dehnungsniveau auf die LME- Neigung zu untersuchen, wurde ein Rissanfälligkeitsversuch mit einer so genannten LNT- (Long Notched Tension-) Probe, siehe Bild 13, entwickelt, die in einen Laborkessel mit definierten Zinkschmelzenlegierungen eingetaucht und dann horizontal belastet wird, siehe Bild 14.

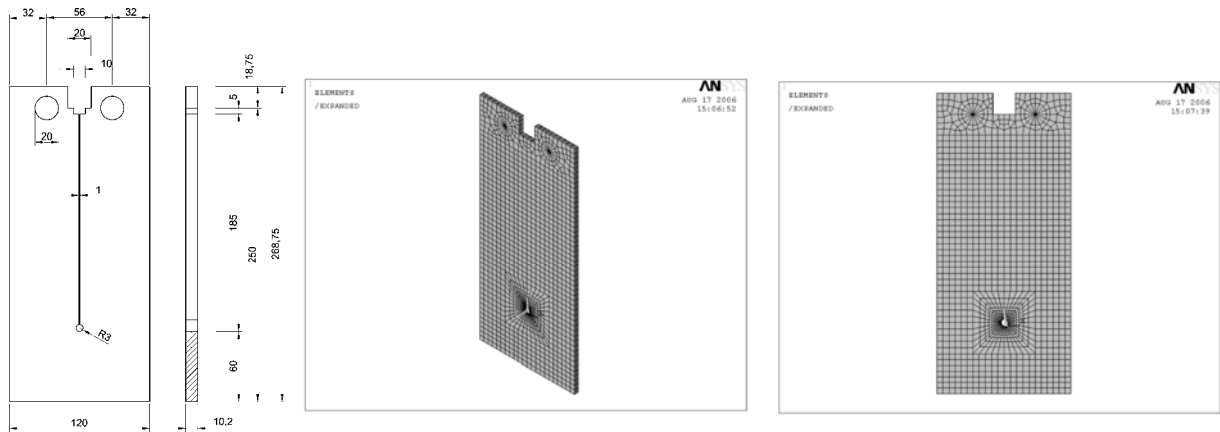


Bild 13: LNT- Probe mit Bohrung verschiedenen Durchmessers zur Erzeugung unterschiedlicher Dehnungszustände im Rissanfälligkeitsversuch (Dickenbereich und Bohrungsdurchmesserbereich kann variieren)

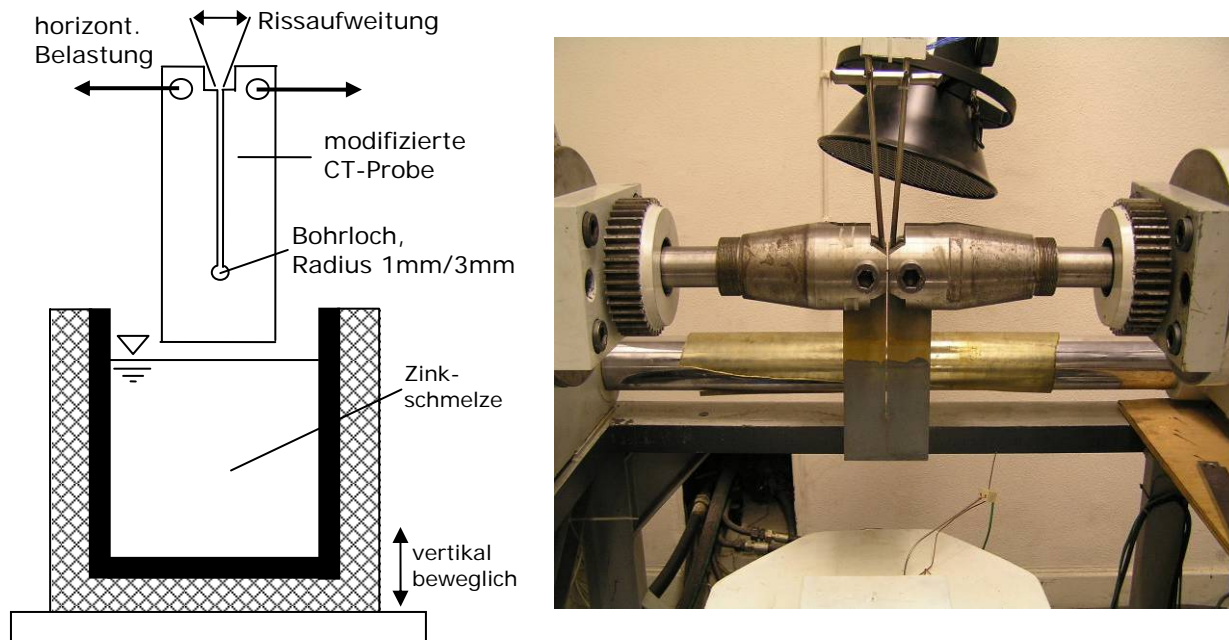


Bild 14: Versuch zur Durchführung LNT- Probenversuche (modifizierter CT-Proben- Versuche) in flüssiger Zinklegierung

Bei der LNT- Probe wird im Gegensatz zu einer CT- Probe anstelle eines Risses eine Bohrung verschiedenen Durchmessers vorgesehen, an deren Rand während der Belastung in flüssigem Zink entsprechende plastische Dehnungen und Spannungs- Dehnungszustände auftreten. Die Proben werden zu Bruch gefahren, siehe Bild 15, und die Last- Aufweitungskurven für verschiedene Parameterkonstellationen (Zinklegierung, Stahlgüte, Beanspruchungsgeschwindigkeit, Lochdurchmesser, etc.) notiert, siehe Bild 16. In einem weiteren Schritt werden mit Hilfe der Finite Elemente Methode die Grenzdehnungen zum Zeitpunkt des Bruches am Bohrungsrand ermittelt, siehe Bild 17. Dabei werden die temperaturabhängigen nichtlinearen Spannungs- Dehnungs- Gesetze des Stahls sowie die jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten von Stahl zu Zinkschmelze entsprechend berücksichtigt.

In Bild 15 sind typische Rissbilder der Versuche dargestellt. Ein Bruch entsteht, wie auch häufig in der Praxis zu beobachten ist, unter 45°, was Anzeichen für Gleitvorgänge vor Brucheintritt ist. In Bild 16 sind die Ergebnisse dreier Versuche dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass als Referenzversuch eine ca. 450°C warme Probe an Luft mit gleicher Vorbehandlung (Beizen, Fluxen etc.) eine Aufweitung von > 20 mm aufweist (es trat kein Versagen auf, der Versuch wurde aufgrund der Wegbegrenzung des Prüfzylinders gestoppt), was ca. 27% örtlicher plastischer Dehnung entspricht. Demgegenüber tritt das Versagen der Probe in flüssiger Zinkschmelze (1,2%Sn, 0%Pb, 0,11%Bi) sehr viel früher, nämlich z.B. bei einer plastischen Dehnung von ca. 9%, siehe Bild 17, auf.

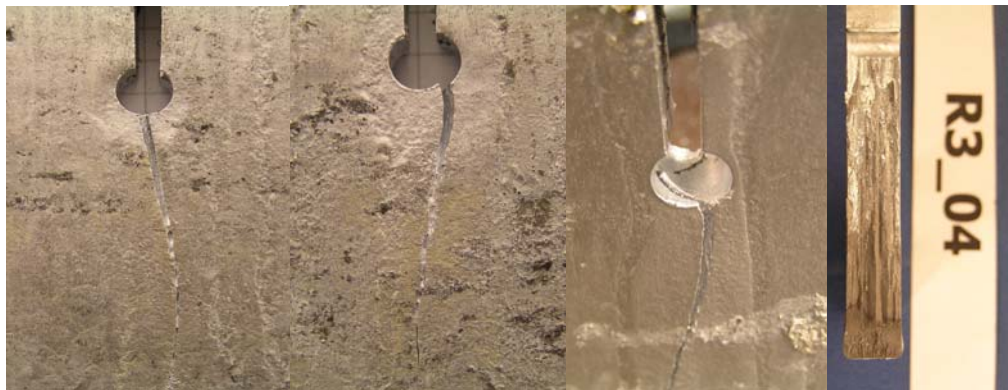


Bild 15: Fotografien der an den Kleinproben erzeugten Brüche, gut zu erkennen: typischer Bruchwinkel unter 45°

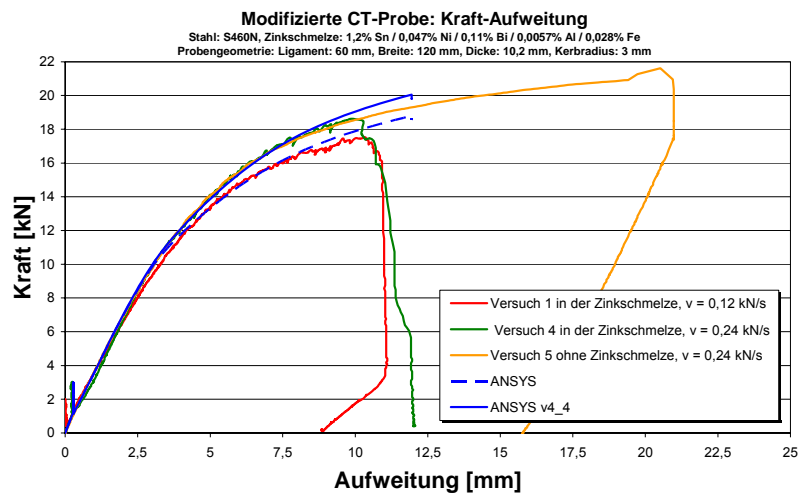


Bild 16: Last- Verformungs- Verhalten von LNT- Proben in flüssiger Zinkschmelze (1,2% Sn, 0% Pb, 0,11% Bi) und an Luft (Temperatur ca. 450°C).

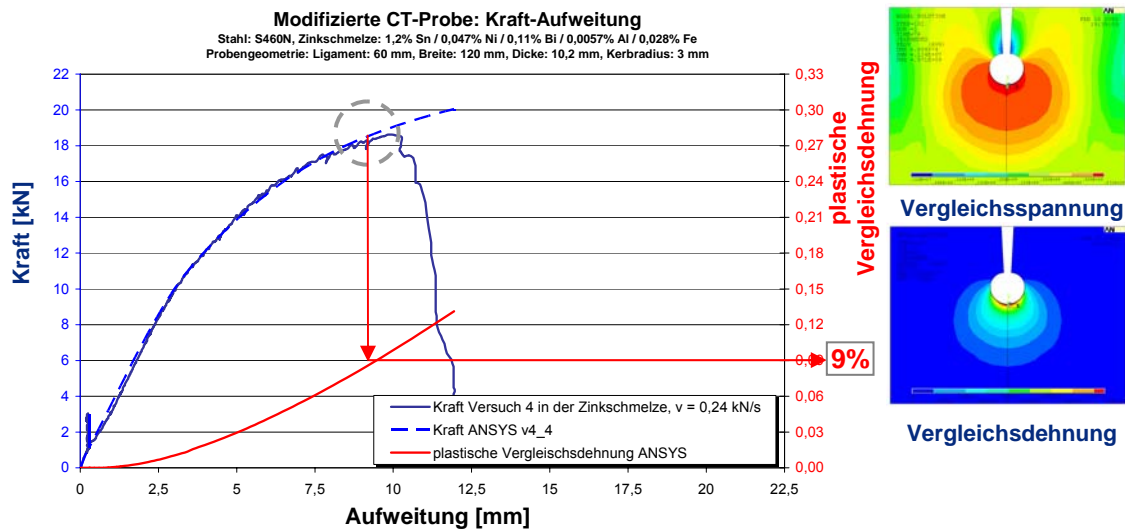


Bild 17: Ermittlung der gemittelten örtlichen plastischen Vergleichsdehnungen und –spannungen mit Hilfe der FEM

Beispiel für die Auswertung der Grenzdehnungen sind für unterschiedliche Zinkschmelzenzusammensetzungen und Stahlgüten in Bild 18 zusammengefasst.

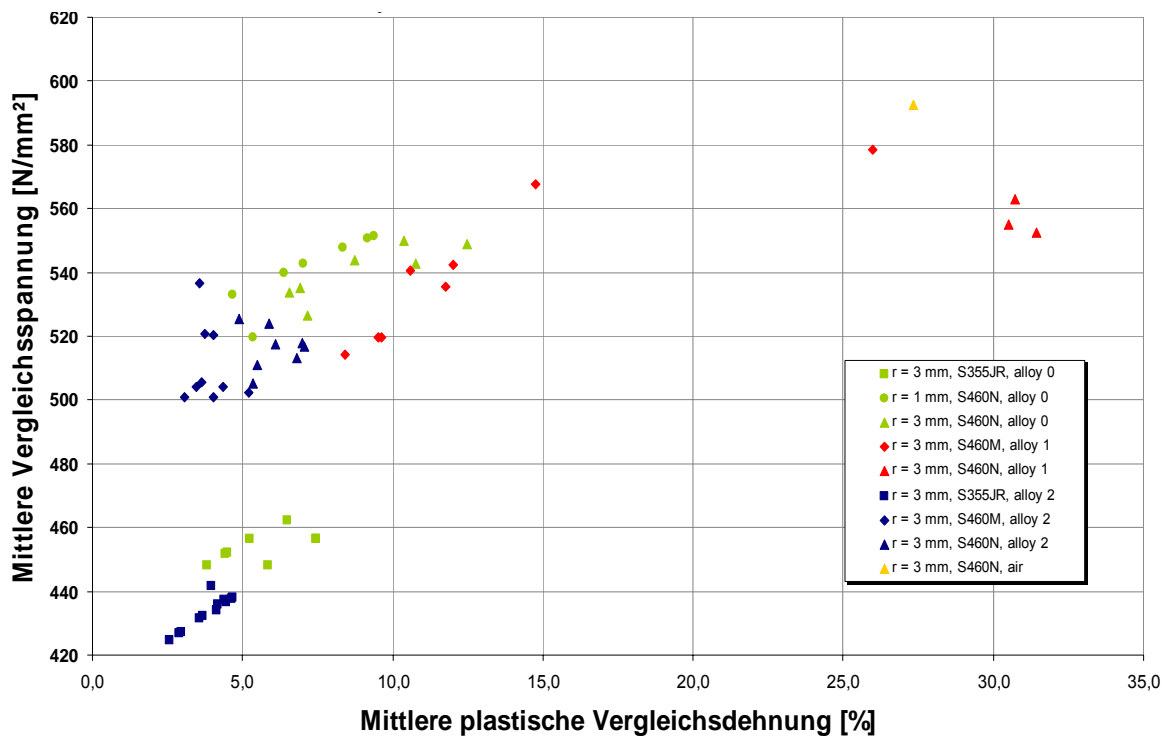


Bild 18a: Abhängigkeit der mittleren örtlichen Vergleichsspannung / -dehnung zum **Zeitpunkt des Bruchs** (Bruchdehnungen) von der Zinkschmelzenzusammensetzung und des Materials. Anmerkung der Autoren: weitere Ergebnisse existieren bereits, sind hier aber noch nicht dargestellt. Mit ihrer Veröffentlichung ist in Kürze zu rechnen.

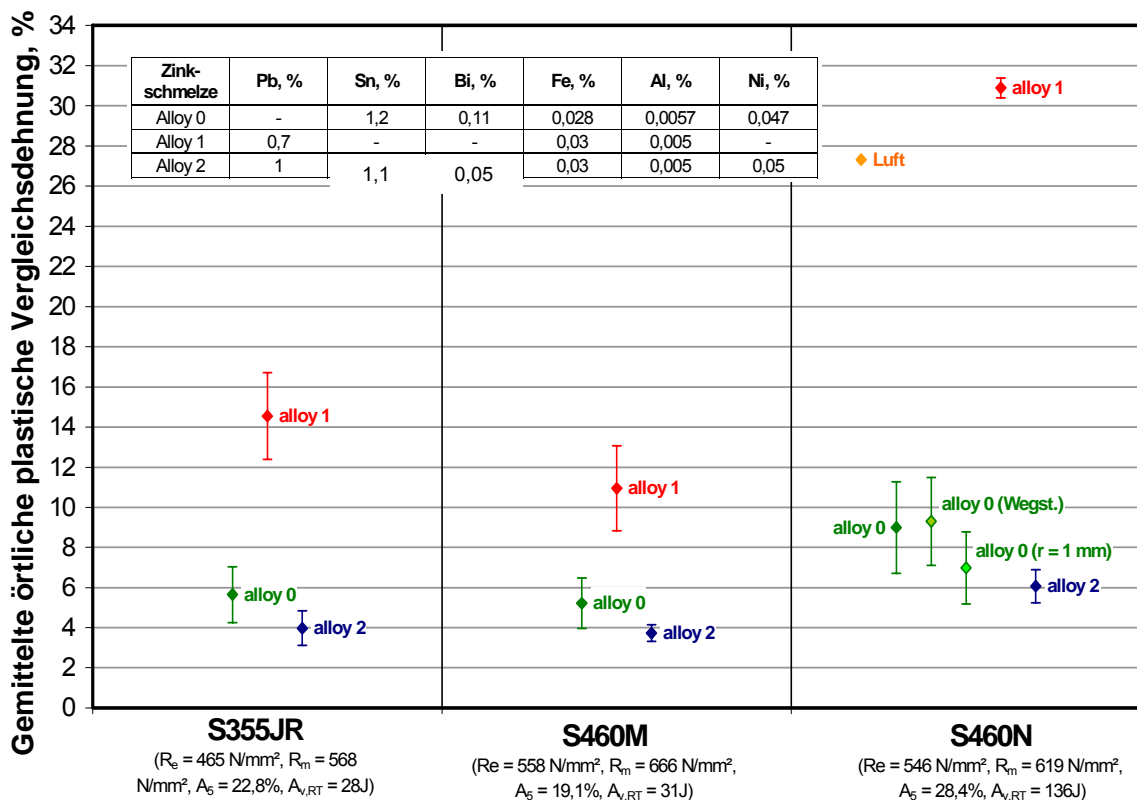


Bild 18b: *Abhängigkeit der mittleren örtlichen Vergleichsspannung / -dehnung zum Zeitpunkt des Bruchs (Bruchdehnungen) von der Zinkschmelzenzusammensetzung und des Materials. Anmerkung der Autoren: weitere Ergebnisse existieren bereits, sind hier aber noch nicht dargestellt. Mit ihrer Veröffentlichung ist in Kürze zu rechnen.*

Die eigentlichen Ergebnisse der Versuchsreihen lassen sich aus den Bruchdehnungen, die auf der x-Achse des oberen Diagramms in Bild 18 aufgetragen sind, ablesen. Es wird deutlich, dass in Schmelzen mit hohem Zinngehalt das plastische Verformungsvermögen des Stahls sehr stark reduziert wird. Es wird noch weiter reduziert, wenn zusätzlich Blei enthalten ist, während bei (mehr oder weniger konventionellen) bleilegierten Schmelzen ohne Zinn wesentlich größere Dehnungen auf den Stahl aufgegeben werden können, um Bruch zu erhalten; bei guten Zähigkeitseigenschaften des Stahls ist dann sogar gar kein Bruch mehr erzeugbar. Die Flüssigmetallversprödung äußert sich also in einer Reduzierung der Bruchdehnungen. Diese Reduzierung ist nun zahlenmäßig bestimmbar geworden. Parameter, die sich aus der Versuchsführung und der Probenform ergeben, wie Dehnrage, veränderte Mehrachsichtigkeit des Spannungs- Dehnungszustands und verändertes U/A- Verhältnis bei anderer Dicke der Probe etc. können weitere Einflüsse auf das Ergebnis für ein Material besitzen.

Neben dem Versuchsstand im Labor wurde eine mobile Prüfeinheit entwickelt, mit der man die gleichen Versuche vor Ort zum Austesten der Rissanfälligkeit von Stahlkonstruktionen in flüssigen Zinkschmelzenlegierungen in industriellen Zinkkesseln durchführen kann.

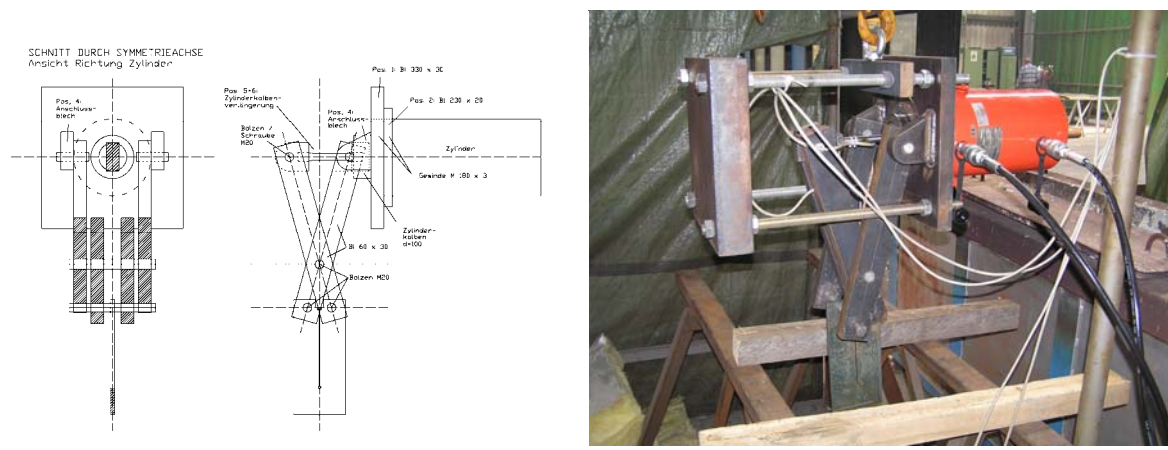


Bild 19: Mobile Prüfeinheit zum Austesten der Verzinkungsrisanfälligkeit von Baustählen in industriellen Zinkkesseln

Als Beispiel einer solchen Untersuchung wurden die Bruchdehnungen eines S355J2G3 (Blechmaterial) systematisch in Abhängigkeit der Legierungselemente Zinn, Blei und Wismuth in den Grenzen $0\% \leq Sn \leq 0,35\%$, $0 \leq Bi \leq 0,2\%$ und $0 \leq Pb \leq 0,9\%$ und ihrer Kombinationen untersucht, deren Ergebnisse in Bild 19 dargestellt sind. Der stark versprödende Effekt des Elements Zinn ist hier auch unterhalb von 0,3% zu erkennen. Interessant ist, dass für das Element Zinn ($Sn < 0,35\%$) das Element Blei (Pb) hin zu Sättigunggehalten (um 1,1%) leicht positiv auswirkt, wohingegen es zum Gegenteil tendiert, wenn Zinngehalte sehr hoch werden (ca. 1,0%, hier nicht dargestellt). Des Weiteren hat das Element Wismuth (Bi) einen bruchdehnungsmindernden Einfluss bei geringen oder geringsten Zinngehalten, der jedoch nicht mehr in Erscheinung tritt oder überblendet wird, sobald die Zinngehalte höher ($> 0,3\%$) und so die Bruchdehnungen nur noch dadurch reduziert werden.

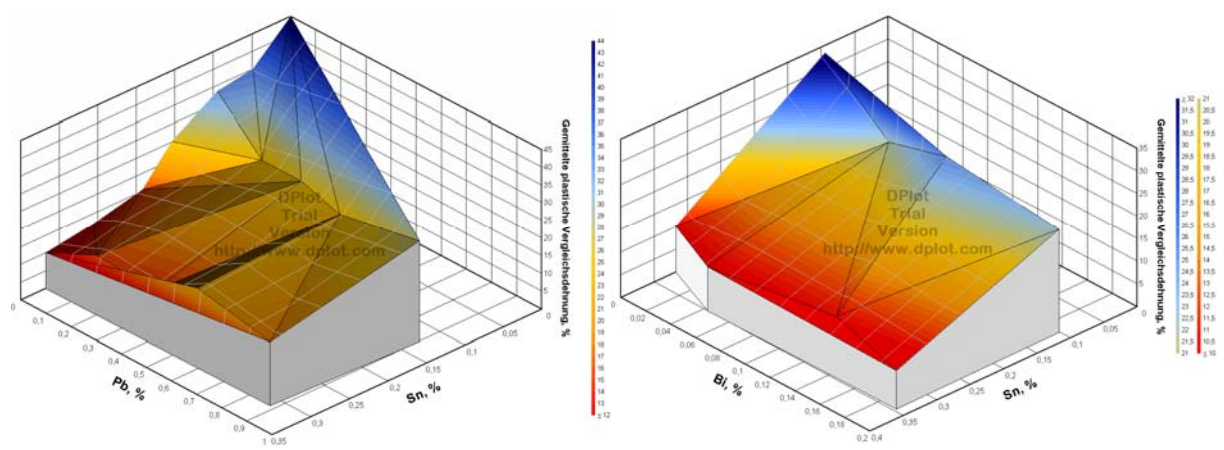


Bild 20: Bruchdehnungen eines S355J2 i. d. Zinkschmelze bei $0\% \leq Sn \leq 0,35\%$, $0 \leq Bi < 0,2\%$ u. $0 \leq Pb \leq 0,9\%$

Die Versuche können sowohl kraft geregelt als auch weggeregelt gefahren werden. Fährt man weggeregelt mit einer konstanten Weggeschwindigkeit an den Kraftereinleitungspunkten, so stellt sich eine in etwa konstante Dehnrage ein (Nichtlinearitäten zwischen Weg und Dehnung existieren zwar, siehe Bild 17, sie sind jedoch insbesondere ab Aufweitungen $> 6,0$ mm vernachlässigbar). So kann dann ein Dehnrageeinfluss auf die Höhe der Bruchdehnung von Baustahl in flüssiger Zinkschmelzenlegierung festgestellt werden, siehe Bild 21. Mit diesen

Werten können dann unter Berücksichtigung des Details kritische Verweilzeiten bzw. Inkubationszeiten bestimmt werden.

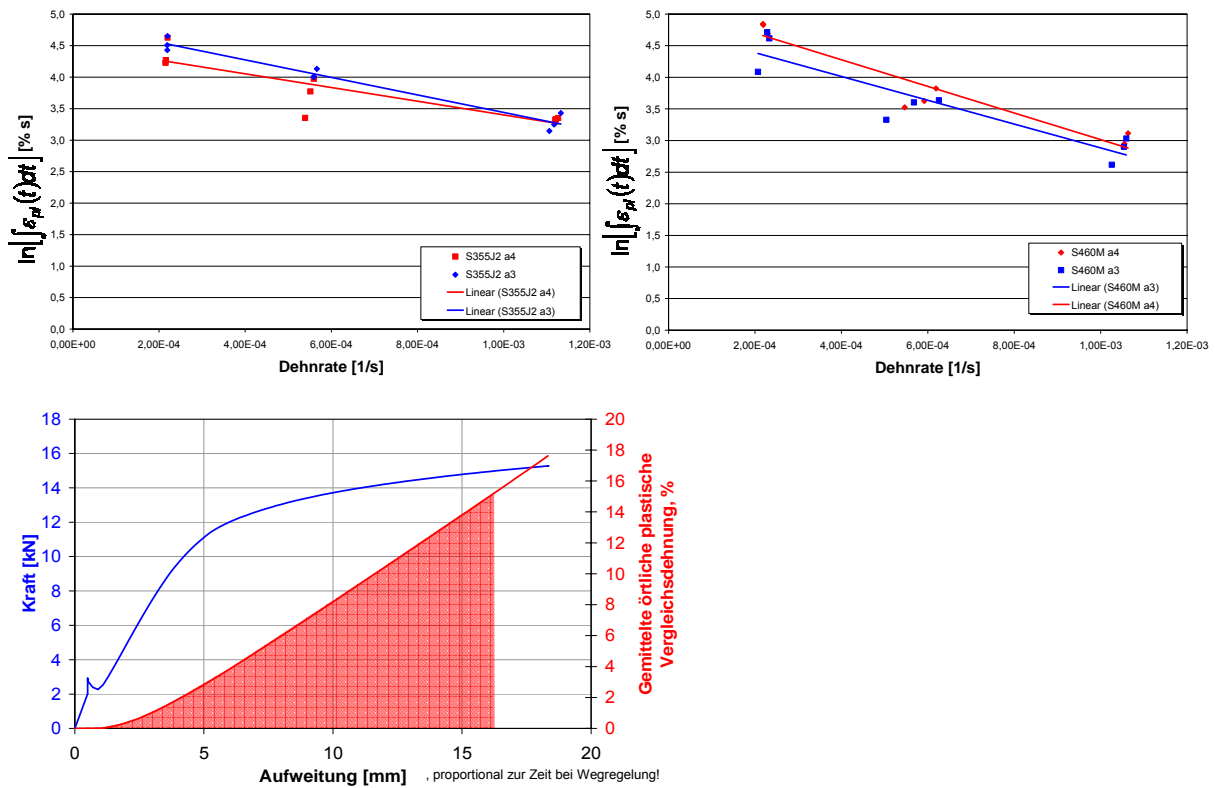


Bild 21: Dehnratenabhängigkeit der Bruchdehnung. Nach Elimination der Zeit aus dem Integral ergibt sich, dass die Bruchdehnungen zu großen Inkubationszeiten kleiner werden

In Bild 22 ist ein solcher Versuch zur Ermittlung der kritischen Inkubationszeit unter Last dargestellt. Man tastet sich mit einer sehr geringen Weggeschwindigkeit in den vermuteten Last- Verformungszustand des Bruches und kann anschließend durch „Halten“ die Zeiten zu Bruch bei eingestellten plastischen Dehnungen (im ungerissenen Zustand) ermitteln (mit oder ohne Nachregeln der Last). Es wird jedoch nach Untersuchung der Probe auch deutlich, dass bereits ein signifikanter Rissfortschritt ohne weiteren Lastabfall aufgetreten ist, was auf Verfestigungsvorgänge vor der Risspitze zurückzuführen ist. In Bild 22 ist die Rissfront im Ligament der LNT Probe gut zu erkennen. Die dunkle Färbung deutet auf eine Veränderung der Konzentration der Fremdmittelbelegung hin, was bereits angesprochen worden ist.

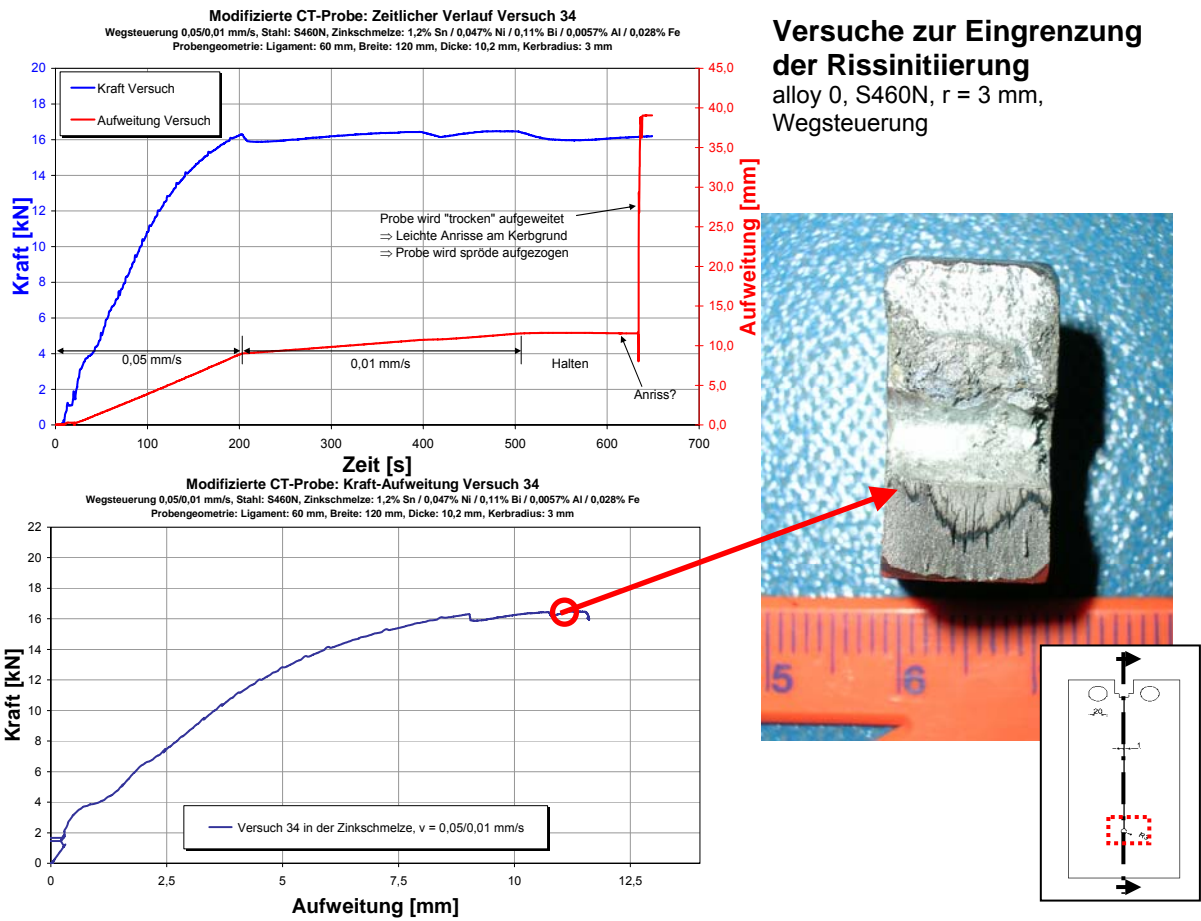
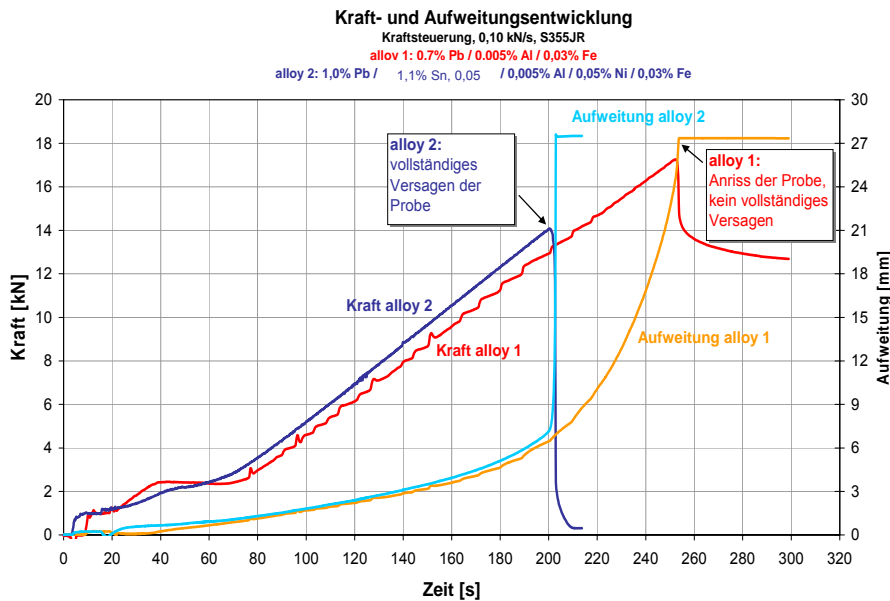


Bild 22: Versuch zur Rissinitiation in flüssiger Zinkschmelze: Die Rissfront im Ligament der LNT- Probe ist gut zu erkennen (unterhalb der Rissfront: spröder Laborbruch)



In Bild 23 ist das Nachbruchverhalten eines Stahls unter verschiedenen Zinkschmelzen dargestellt. Bei Eintritt des Bruches wurde der Weg konstant gehalten und die aufnehmbare Kraft im weiteren Zeitverlauf gemessen. Es ist gut zu erkennen, dass die Zinn- Blei -legierte Schmelze keinerlei Resttragfähigkeit mobilisiert werden kann, der Riss ist instabil, wohingegen bei der Blei- legierten Schmelze der Riss stoppt und Lastaufnahme auf reduziertem Niveau im weiteren Zeitverlauf möglich ist.

4. Bauteilversuche

Zur Verifizierung des zu Beginn des Abschnitts 3 vorgestellten Grenzzustandskonzepts wurden 1:1- Bauteilversuche in einer Verzinkerei durchgeführt. Dabei wurden die besonders rissanfälligen Details „halbe Kopfplatte am Profilträgerende“ sowie „Ausklüftung am Profilträgerende“ untersucht. Aus Bild 24 geht die konstruktive Ausbildung beispielhaft für die halbe Kopfplatte nebst der Messapparatur hervor. Aus Kostengründen kam eine Dehnungsmessung mit Hochtemperatur- DMS nicht in Frage, alternativ wurde dies mit einer Messung der diskreten, senkrecht zur Trägerachse auftretenden Verschiebungen der zu erwartenden Rissufer gegenüber der Flanschoberkante umgangen. Gleichzeitig wird am Ort des zu erwartenden Rissstarts die Temperatur gemessen. Die Versuche werden durch Finite Elemente Berechnungen, die die Temperatur- und Spannungs- Dehnungsentwicklungen während des Eintauch- und Verweilprozesses nachbilden, begleitet. Vor dem Eintauchen in die Zinkschmelzenlegierung wurden die Versuchskörper der in der Verzinkerei üblichen Vorbehandlung (Beizen, Spülen, Fluxen) unterzogen. In Bild 25 sind Beispiele von durch Risse geschädigten Versuchskörper nach Durchführung der Tauchversuche abgebildet.

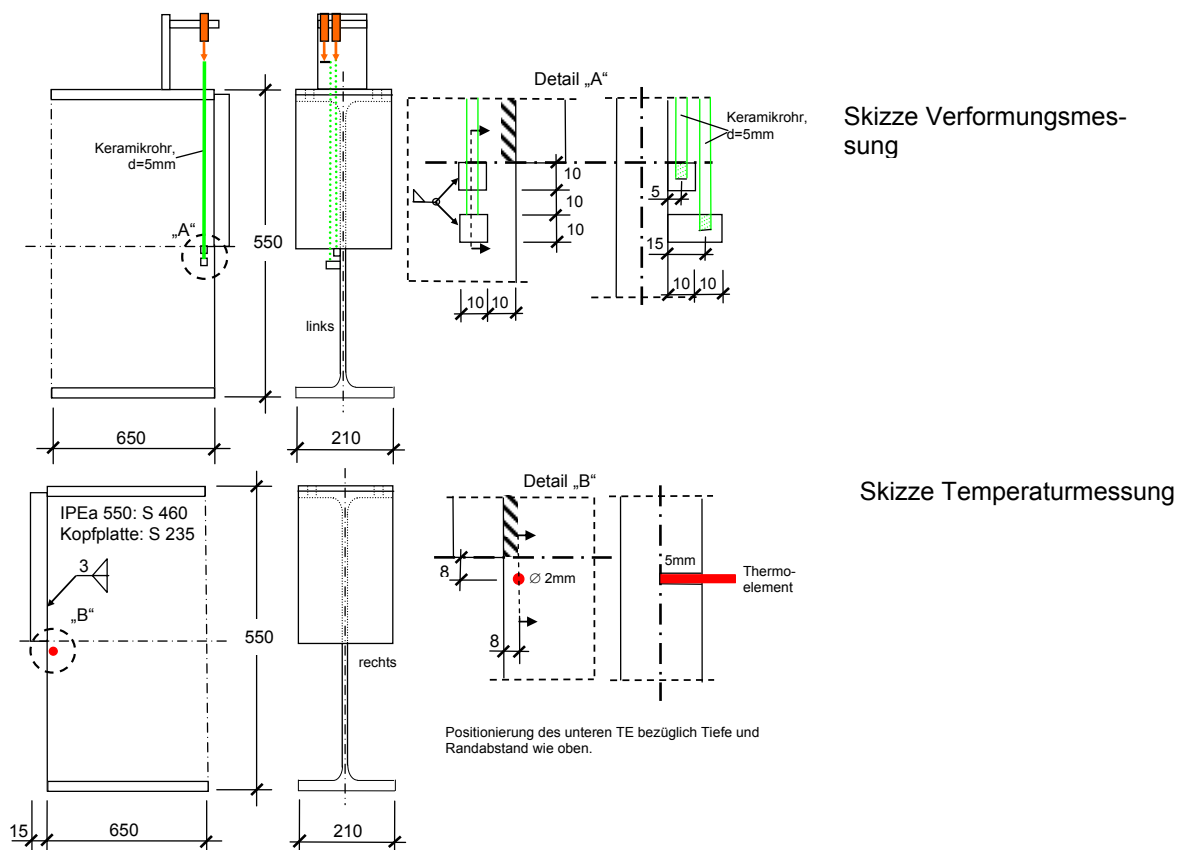


Bild 24: Ausbildung der Versuchskörper sowie Messapparatur der 1:1 Tauchversuche



Bild 25: Rissbehaftete Versuchskörper nach den Tauchversuchen

In Bild 26 sind einige Messergebnisse der Bauteilversuche und ihrer Simulationen dargestellt. Man sieht, dass die Temperaturentwicklung sehr genau abgebildet werden kann (Steuerung über den effektiven Wärmeübergangskoeffizienten), und dass die Verformungen sich dann mit zufriedenstellender bis guter Genauigkeit vorhersagen lassen.

Insbesondere werden damit Fragen zum Zeitpunkt des Riss- oder Bruchbeginns aufgeklärt. Aus den Verformungs- Zeitdiagrammen wird deutlich, dass zu einem bestimmten Zeitpunkt die Verformungsmessungen von den Verformungsberechnungen plötzlich und signifikant abweichen. Dies ist mit dem Beginn der Rissbildung zu erklären, denn in den Simulationen (gestrichelte Linien in Bild 26) ist kein Modell, das die Rissbildung abbildet, implementiert. Zu etwa dem gleichen Zeitpunkt hat die Stahloberfläche eine Temperatur von ca. 400° C bis 420°C erreicht (im unteren Teilbild bereits bei ca. 370°C, d.h. bereits hier gibt es Entmischungsvorgänge in der erstarrten Zinkschmelze mit Ausscheiden niedrigschmelzender Begleitelemente), das heißt es ist der Zeitpunkt erreicht, bei dem das umgebende Medium Zinkschmelze beginnt, aus dem anfangs schockartig erstarrten (gefrorenen) Zustand wieder beginnt, in den flüssigen Zustand umzuwandeln bzw. niedrigschmelzende Phasen scheiden sich ab, so dass nun genügend Nachschub und Angebot an flüssig korrosivem Medium vorhanden ist, das die Reaktionen an den Rissufer und in der Risspitze weiter vorantreibt.

Damit ist gezeigt, dass bei dieser Art Rissen an Enden hoher, schlanker I- oder H- Profilen die Rissbildung während der Eintauchphase auftritt.

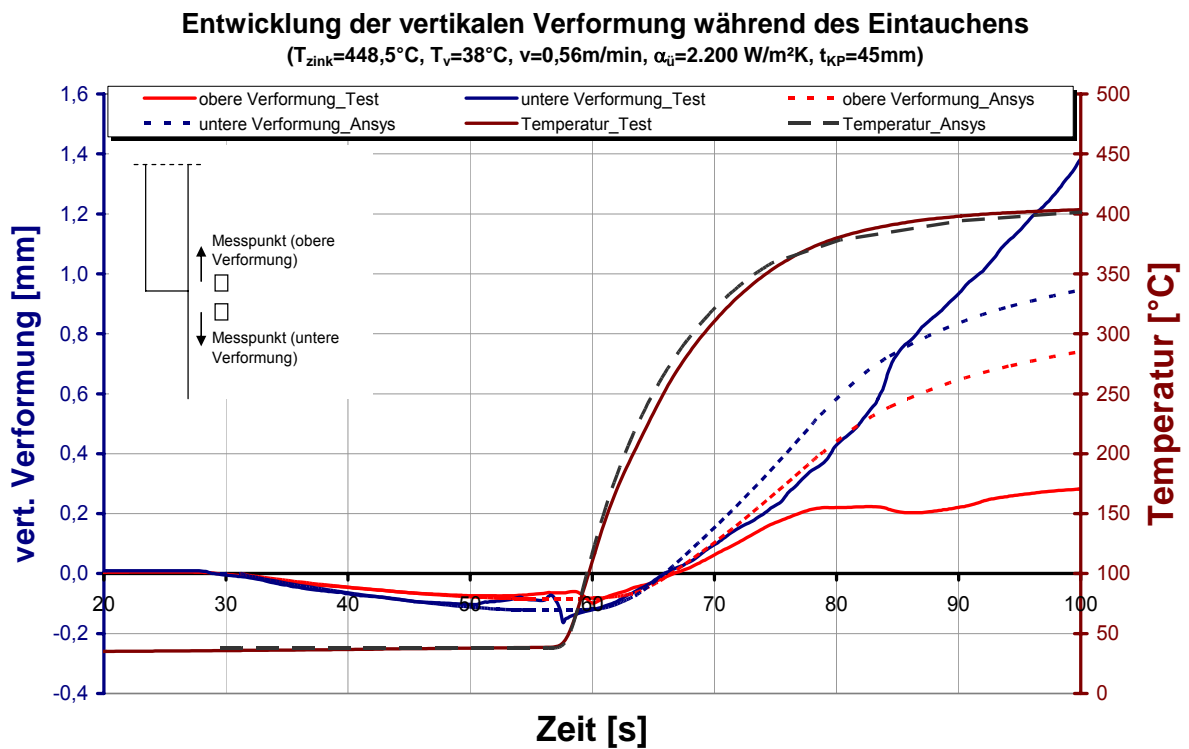
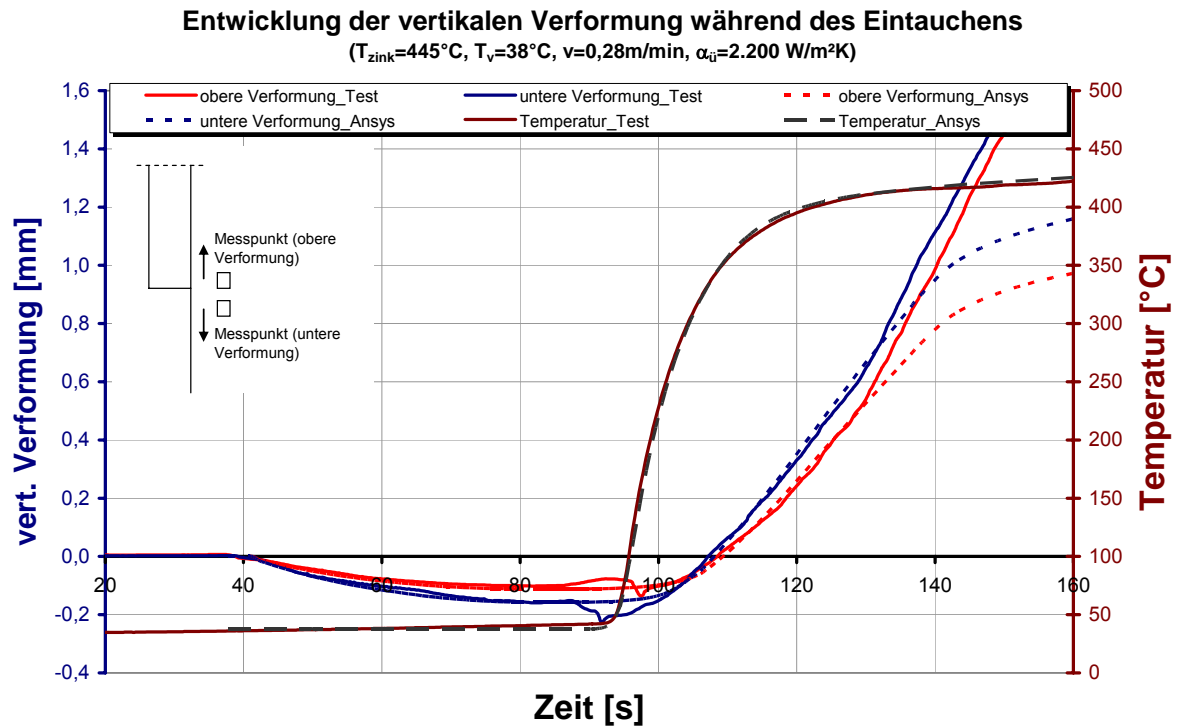


Bild 26: Verformungs- und Temperaturzeitverläufe der 1:1- Bauteil- Tauchversuche an den Rissufern, deutlich zu erkennen: Abweichung von Simulation und Messung zum Zeitpunkt des Rissbeginns

5. Maßnahmen des Deutschen Instituts für Bautechnik DIBt

Wie eingangs erwähnt, wurden durch das DIBt in Berlin im Zusammenhang mit aufgetretenen, teils standsicherheitsgefährdenden Schadensfällen in 2006 Maßnahmen eingeleitet, die eine möglicherweise existierende Rissgefährdung der gegenwärtig zu erstellenden verzinkten Stahlkonstruktionen ausschließen sollen. Demnach sind Konstruktionen erhöht gefährdet, wenn zum Beispiel:

- sie größere Abmessungen aufweisen (z.B. > 15,00 m Spannweite, > 10,00 m Höhe),
- sie aus Werkstoff der Festigkeit S355 oder höher gefertigt wurden,
- oder hohe Kaltverformungsgrade erfahren haben.

Insbesondere wurden bis auf Weiteres Grenzwerte für Zinkschmelzenzusammensetzungen festgelegt, ab denen eine Rissbildung infolge Flüssigmetallversprödung (Liquid Metal Embrittlement, LME) wahrscheinlich wird [3]. So wurde gemäß [3] empfohlen, die zulässigen Legierungsgehalte wie folgt

- Zinn (Sn) $\leq 0,3 \%$
- Blei (Pb) $\leq 0,9 \%$
- Wismuth (Bi) $\leq 0,1 \%$.

zu limitieren. Des Weiteren ist eine Felduntersuchung im Gange, in der errichtete Stahlbauten auf Verzinkungsrisse hin untersucht werden.

6. Zusammenfassung und Empfehlungen

Das gehäufte Auftreten von Rissen in Stahlkonstruktionen, das einherging mit der Umstellung bzw. der Veränderung von Zinkschmelzenzusammensetzungen machte es erforderlich, die verschiedenen Einflussfaktoren auf die Rissbildung beim Feuerverzinken zu bestimmen und differenziert zu untersuchen. Zur Untersuchung des Stahlwiderstandes gegenüber Spannungen unter Angriff aus flüssigem Zink wurde der neue Versuch mit LNT- Proben entwickelt. Es wurde gezeigt, dass es mit Hilfe dieses Versuchs und den nach geschalteten numerischen Berechnungen einfach und sicher möglich ist, eine quantitative Bewertung des Einflusses unterschiedlicher Zinkschmelzen auf die Rissanfälligkeit von Stählen beim Feuerverzinken vorzunehmen. In Zusammenhang mit weiteren Untersuchungen lassen sich folgende Erkenntnisse ableiten.

Das Phänomen der Flüssigmetallversprödung beim Feuerverzinken tritt dann auf, wenn die Zinkschmelzenlegierung die Oberfläche der Stahlkonstruktion benetzt, die Korngrenzen angreift, zwischen sie gelangt und auftrennt. Dabei steigt die Risswahrscheinlichkeit

- je aggressiver die Zinklegierung ist (Leitfaktor),
- je höher die Spannungs- Dehnungseinwirkung aus Eintauchen, Schweißen, Kaltverformung oder Walzen ist und/oder
- je länger eingetaucht wird.

Die Einordnung der Einflussfaktoren in einen Grenzzustand der Rissbildung, siehe Bild 5, eröffnet die Möglichkeit, die einzelnen Ursachenbeiträge in einen quantifizierenden Zusammenhang zu stellen. Vor diesem Hintergrund haben Untersuchungen gezeigt, dass ein Korngrenzenangriff mit Anrissbildung bei entsprechend langer Tauchdauer in Zinn-/Blei- legierter Schmelze auch ohne äußere Spannungseinwirkung an der Probe auftreten kann. Daraus ergibt sich, dass die Zinkschmelzenzusammensetzung im Grenzzustand der Rissbildung die Leiteinflussgröße bei der Flüssigmetallversprödung ist; alle weiteren Einflussgrößen, wie z.B. Werkstoff Stahl, Konstruktion etc. sind als Begleiteinflüsse zu betrachten. Schließlich wird somit deutlich, dass die vom DIBt ergriffenen Maßnahmen bzgl. der Begrenzung der Legierungszusammensetzung der Zinkschmelze für eine sichere Feuerverzinkung, nämlich die Begrenzung der Legierungsgehalte über die Regeln der DIN EN 1461 [7] hinaus, sinnvoll waren, auch wenn diese Grenzen noch nicht ausreichend (speziell hinsichtlich ihrer Kombinationseffekte noch nicht ausreichend) erforscht worden sind. Insbesondere für das Element Zinn (Sn) sind noch einschränkendere Grenzen zu erwarten.

Zu den Empfehlungen. Es sollte mit möglichst hoher Eintauchgeschwindigkeit verzinkt werden, denn somit werden rissauslösende, transiente Spannungs- Dehnungszustände vermieden, die bei einigen Details (zum Beispiel an Trägerenden hochstegiger, schlanker Profile) beim Eintauchprozess entstehen.

Je länger die Einwirkungszeit in der flüssigen Zinkschmelze ist, desto stärker kann der interkristalline Angriff der Zinklegierung zur Entfaltung kommen. Dies kann so weit führen, dass unter Umständen bei nur verhältnismäßig geringer Spannung, aber bei sehr langer Tauchzeit Rissbildung auftritt (in der Fachliteratur spricht man von der so genannten Inkubationszeit). Muss man aus Gründen der Blechdicken länger als ca. 20 Minuten verzinken, so sollte man vom Legierungselement Zinn (Sn) in der Schmelze ganz absehen.

Verwendung von Flussmitteln mit Eisengehalten $< 10\text{g/l}$. In der Verzinkungspraxis ist bekannt, dass hohe Eisengehalte im Flussmittel Rissbildung fördern. Verwendung von nicht abgearbeiteten Beizen mit geeigneten Inhibitoren und Limitierung der Beizzeiten, um einen eventuellen Kombinationseinfluss mit wasserstoffinduzierter Rissbildung auszuschließen.

Stähle mit niedriger Kerbschlagzähigkeit können eine höhere Anfälligkeit gegenüber Flüssigmetallversprödung besitzen. Das heißt aber nicht, dass mit dementsprechend höheren Zähigkeiten Flüssigmetallversprödung vermieden werden kann. Mit zunehmender Stahlfestigkeit kann die Rissanfälligkeit zunehmen. Die Gründe für eine Zunahme der Rissanfälligkeit liegen jedoch eher in höheren (sich automatisch bei der Fertigung einstellenden) Eigenspannungszuständen.

Kaltumformungen sind zu vermeiden. Schadensfälle haben gezeigt, dass z.B. kalt umgeformte Trittstufenbügel, Sicherungseinrichtungen etc. ein hohes Unfallrisiko infolge Rissbildung beim Feuerverzinken bergen. Vor dem Verzinken sind kalt umgeformte Bereiche dieser o. ä. Punkte zu glühen, wobei die Glühparameter von der Schweißaufsicht festzulegen sind.

Zur Konstruktion

a) Zu den Details

Es gibt folgende immer wiederkehrende typische Details, an denen häufig Rissanzeigen auftreten (siehe auch vorherige Abschnitte, sie seien hier noch einmal wiederholt):

- Halbe Kopfplatten oder Teilkopfplatten, deren Unterkanten sich im Bereich des Steges von Profilenden befinden,

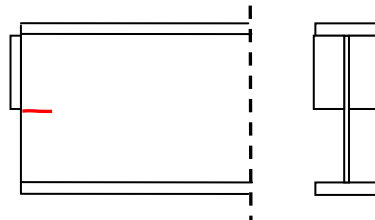


Bild 27: Riss im Steg unter der halben Kopfplatte

- Ausklinkungen von Flanschen an Profilenden,

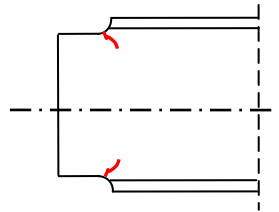


Bild 28: Risse im Steg an Ausklinkungen

- Durchflussöffnungen in Zwickeln von Stegen und Kopf- und Fußplatten (diese Stellen bergen insbesondere dann ein Gefährdungspotential, wenn sie in Bereichen von Momenten- (oder Zug-) beanspruchten Stößen (z.B. First- oder Traufpunkte von Hallenrahmen oder – bindern) angeordnet sind,

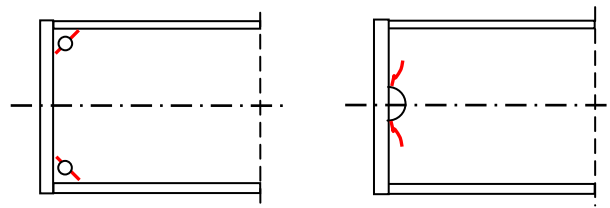


Bild 29: Risse im Bereich von Durchflussöffnungen im Steg

- Umschweißungsbereichen bei Einschieblingen, aufgesetzten Fahnenblechen, Knotenblechen etc.

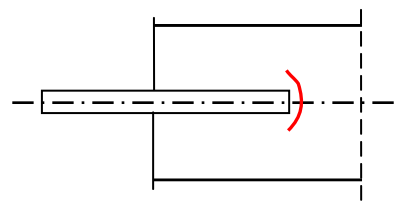


Bild 30: Risse im Bereich von Umschweißungen vor so genannten Einschieblingen (auch Fahnenblechen, Knotenblechen etc.)

b) Zu Profilgrößen und Blechdicken

- dickwandige Profile und Bleche mit $t_{\text{Flansch}} \geq 30$ mm bzw. $t_{\text{Blech}} \geq 30$ mm, bei denen Risse in der Umgebung von Schweißnähten **während des Verweilens** (lange Verweilzeiten reduzieren Bruchdehnungen) in der Schmelze auftreten können.

- Hochstegige schlanke Profile

(z.B. Profilvereihe ab IPE 450 aufwärts
HEA 450 aufwärts etc.)

bei denen Risse insbesondere an den Trägern **während des Eintauchens** (insbesondere bei langsamem Eintauchen) auftreten können.

c) Zu Hohlprofilen

- Hier wird allgemein eine erhebliche Vergrößerung der üblichen Entlüftungsöffnungen empfohlen, um durch ein schnelleres Eintauchen eine Minimierung der transienten Spannung-/Dehnungszustände zu ermöglichen. Das heißt, Hohlprofilkonstruktionen sind wegen der durch bislang zu klein ausgeführten Entgasungs- und Einlauföffnungsdurchmesser bedingten geringen Eintauchgeschwindigkeiten per se erhöht flüssigmetallversprödungsanfällig. Empfehlungen und Richtlinien vorschläge hierzu werden zur Zeit ausgearbeitet.

d) Zu Fachwerken

- Es ist zu empfehlen, Fachwerke möglichst zerlegt in Gurten und Füllstäben zu verzinken.
- Falls dies nicht möglich ist, ist darauf achten, dass
 - bei Fachwerken mit zulaufenden (also nicht parallelen) Gurten wegen der großen Dehnungsbehinderung an der spitzen Ecke es dort oder an benachbarten Knotenpunkten zu exzessiven plastischen Verformungen während des Eintauchens kommen kann und so Rissbildung an diesen Stellen ausgelöst wird. Die Begleiteinwirkungen dieser Parameterkonstellation sind hier groß, so dass Rissbildung auch bei niedrig legierten Schmelzen möglich ist.
 - Gleiches gilt für die Knotenpunkte von parallelgurtigen Fachwerkchüssen mit großem Verhältnis $L_{\text{Schuß}} / H_{\text{Statische Höhe}}$ (Grenzwerte, die darüber hinaus auch die Steifigkeits- und Festigkeitsverhältnisse von Gurten und Füllstäben in den Knotenbereichen berücksichtigen, werden zur Zeit noch erarbeitet)

Feuerverzinkte Fachwerke, Vierendeelträger, Leiterkonstruktionen u. ä. mit den oben genannten Merkmalen sind erhöht anfällig gegenüber Flüssigmetallversprödung bzw. Rissbildung, insbesondere bei kritischen Zinklegierungen. Die erhöhte Verzinkungsrisseanfälligkeit dieser Konstruktionen geht einher mit einem erhöhten Schadensfolgepotential, da mit diesen Strukturen in der Regel größere Spannweiten und größere Einflussflächen abgedeckt werden, insbesondere bei statisch bestimmten Konstruktionen.

- e) Kombinationen der Einflussgrößen erhöhen das Rissbildungs- bzw. Schadensfolgepotential.

Lässt sich die Feuerverzinkung mit zinnhaltigen Schmelzen bei den o.g. Details und Konstruktionen nicht vermeiden, so sollte an den Stellen mit dem modifizierten MT-Prüfverfahren (Magnetpulververfahren mit stärkerer Durchmagnetisierung) nach dem Verzinken geprüft werden, und zwar an Stellen mit ausreichender Anzahl, um eine abgesicherte Grundgesamtheit für eine Aussage über evtl. Rissbildung zu erhalten. Darüber hinaus sollten komplexere Konstruktionen stets überprüft werden.

Literatur

- [1] Mitteilungen des Bayerischen Staatsministeriums des Inneren; Rissbildung an feuerverzinkten Stahlkonstruktionen, 24.05.2006 sowie ähnliche Mitteilungen der Obersten Baubehörden anderer Bundesländer
- [2] Weber, L., Hoffmann, J.: Communiqué der Fa. Arcelor- Mittal zur Verzinkungsrisseproblematik, 2007
- [3] Katzung W., Schulz W.-D.: Beitrag zum Feuerverzinken von Stahlkonstruktionen - Ursachen und Lösungsvorschläge zum Problem der Rissbildung. Stahlbau 74 (2005), S. 258-273.
- [4] Breitschaft, G., Ulbrich D.: Rissbildung in feuerverzinkten Stahlkonstruktionen, DIBt Mitteilungen, 37 (2006) 6, S. 219-221
- [5] Vermeidung von Rissen beim Feuerverzinken von großen Stahlkonstruktionen mit hochfesten Stählen, GAV- AiF- Forschungsvorhaben 14545 N/1, Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau und Institut für Eisenhüttenkunde, RWTH Aachen.
- [6] Feldmann M., Bleck W., Langenberg P., Pinger T., Tschickardt D., Völling A., Ermittlung der Rissanfälligkeit beim Stückverzinken, MP Materials Testing 49 – 5 2007
- [7] DIN EN 1461: Durch Feuerverzinken auf Stahl aufgebrauchte Zinküberzüge (Stückverzinken) – Anforderungen und Prüfungen, März 1999
- [8] Feldmann M., Pinger T., Tschickardt D.: Cracking in large steel structures during hot dip galvanizing. Intergalva 2006, Neapel 2006.
- [9] Pinger, T.: Zur Vermeidung von Flüssigmetallversprödung beim Feuerverzinken von Stahlkonstruktionen, Diss. RWTH Aachen in Vorbereitung
- [10] RFCS- Forschungsprojekt TGS5 – RFS CR 03021 „Failure Mechanisms During Galvanizing – FAMEGA“, Aachen, Rotherham, Esch-sur-Alzette, Kaiserslautern, Santander, 2003 – 2007

