

Matthias Oechsner, Marcus Klein, Anna-Katharina Kraemer

Technische Universität Darmstadt, Zentrum für Konstruktionswerkstoffe
Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt und Fachgebiet Bauteilfestigkeit

Dieter Ungermann, Bettina Brune, Johannes Grote, Peter Hatke

Technische Universität Dortmund, Lehrstuhl Stahlbau

Bewertung von Mikrostruktureffekten der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Stahl- und Ver- bundbrücken

Bericht Nr. 177

Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V.

2024

Forschungsnetzwerk
Mittelstand



Industrielle
Gemeinschaftsforschung



Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Klimaschutz

aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Dieser Bericht stellt die Ergebnisse eines Forschungsprojektes der AiF-Forschungsvereinigung GAV dar. Die Untersuchungen wurden vom Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen e.V. (AiF) gefördert; AiF-Forschungsvorhaben IGF 20824 N.

GAV - IGF 20824 N

Bewertung von Mikrostruktureffekten der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Stahl- und Verbundbrücken

Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner Dr.-Ing. Marcus Klein Dr.-Ing. Anna-Katharina Kraemer	MPA IfW Darmstadt Fachgebiet Bauteilfestigkeit	FE1
Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann apl. Prof. Dr.-Ing. Bettina Brune Johannes Grote, M.Sc. Peter Hatke, M.Sc.	TU Dortmund Lehrstuhl Stahlbau	FE2

Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben „Bewertung von Mikrostruktureffekten der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Stahl- und Verbundbrücken“, IGF-Projekt Nr. 20824 N, des GAV – Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., Mörsenbroicher Weg 200 in 40470 Düsseldorf wurde über die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Wir möchten uns an dieser Stelle bei den fördernden Institutionen für die gute Zusammenarbeit herzlich bedanken.

Verantwortlich für den GAV – Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V.
Dipl.-Ing. Mark Huckshold

Kurzzusammenfassung

Die Feuerverzinkung als Korrosionsschutz ist im Stahlhochbau etabliert und gehört zum Stand der Technik. Eine Korrosionsschutzdauer von vielen Jahrzehnten, die der Lebensdauer von Bauwerken (≥ 100 Jahre) entspricht, ohne Wartung und Instandhaltung ist die Regel. Im Vergleich zu handelsüblichen organischen Korrosionsschutzsystemen, die erfahrungsgemäß in Abständen von ca. 25 Jahren erneuert werden müssen, ist die Feuerverzinkung unter Einbezug der Nutzungsdauer von Stahlbauten die wirtschaftlichste Korrosionsschutzmaßnahme. Dies gilt insbesondere dann, wenn die Stahlkonstruktion für eine Instandhaltungsmaßnahme nur noch schwer oder gar nicht zugänglich ist oder die Nutzung des Bauwerks durch die Instandhaltungsmaßnahme eingeschränkt wird. [1]

Das erfolgreich abgeschlossene Forschungsvorhaben „FOSTA P835 - Feuerverzinken im Stahl und Verbundbrückenbau – IGF-Nr. 351 ZBG“ [1] hat den Grundstein gelegt, die Feuerverzinkung auch im Stahl- und Verbundbrückenbau grundlegend und vorteilhaft einsetzen zu können. Die Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit von feuerverzinkten Brückenkonstruktionen in [1] zeigen, dass die feuerverzinkten Kerbdetails im Vergleich zu nicht verzinkten Konstruktionen nur unwesentlich ungünstiger und nur um maximal eine Kerbgruppe nach DIN EN 1993-2 bzw. DIN EN 1993-1-9 geringer einzustufen sind. Vergleichsberechnungen für eine Straßenbrücke mittlerer Spannweite belegen zudem, dass in der Regel keine Anpassung der Stahlkonstruktion nötig ist. Die Kosten können im Lebenszyklus durch den Einsatz der Feuerverzinkung als langlebiger Korrosionsschutz erheblich gesenkt werden.

Im vorliegenden Forschungsprojekt werden die in [1] durchgeführten Untersuchungen weiter geführt, um eine ganzheitliche Lösung für den Brückenbau zu schaffen. Insbesondere bei der Betrachtung des Quersystems und der Bauweise mit hochtragfähigen Stahlhohlkästen werden in der Regel Kerbfälle <80 maßgebend für die Ermüdungsbeurteilung. Einige der typischen Kerbdetails wurden bislang jedoch noch nicht mit einer Feuerverzinkung überprüft. Ziel des umfangreichen Versuchsprogramms war, die noch fehlenden technischen und wissenschaftlichen Grundlagen zum allgemeinen Einsatz der Feuerverzinkung von Stahlträger- und Stahlhohlkastenbrücken auf Basis der DIN EN 1993 und der DAST-Richtlinie 022 zu erarbeiten. Die geplante Forschung war zur Förderung einer ganzheitlichen Lösung für feuerverzinkte Stahl- und Verbundbrücken, einer innovativen, nachhaltigen Brückenbauweise, erforderlich. Über die Durchführung von Ermüdungsversuchen an feuerverzinkten Kerbdetails hinaus war eine grundlegende Betrachtung der Ursachen für die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Stahlbauteile notwendig. Neben der Beantwortung dieser offenen Fragestellung zum Einfluss von Mikrostruktureffekten wurde ebenfalls ein Augenmerk auf die Ausführung gelegt. Anhand eines Verzinkungsversuchs eines stark querversteiften Stahlhohlkastenquerschnitts konnten Konstruktions- und Ausführungsempfehlungen für die Feuerverzinkung von Stahlhohlkästen festgelegt und überprüft werden.

Abstract

Hot-dip galvanizing for corrosion protection is well established in structural steel engineering and is state of the art. A corrosion protection period of many decades, corresponding to the service life of structures (≥ 100 years), without maintenance and repair is standard. Compared with commercially available organic corrosion protection systems, which experience shows have to be renewed at intervals of approx. 25 years, hot-dip galvanizing is the most economical corrosion protection system when the service life of steel structures is taken into account. This applies in particular if the steel structure is difficult or impossible to access for maintenance or if the use of the structure is restricted by the maintenance measure. [1]

The successfully completed research project "FOSTA P835 - Hot-dip galvanizing in steel and composite bridge construction - IGF No. 351 ZBG" [1] has laid the foundation for the fundamental and advantageous use of hot-dip galvanizing in steel and composite bridge construction. The investigations of fatigue strength of hot-dip galvanized bridge structures in [1] show that the notch details investigated are only marginally less favorable than those of non-galvanized structures and can only be classified as lower by a maximum of one notch group according to DIN EN 1993-2 or DIN EN 1993-1-9. Comparative calculations for a medium-span road bridge also show that this results in no or only a slight increase in the weight of the steel structure in the case of hot-dip galvanized bridges, and that the life-cycle costs can be significantly reduced by using hot-dip galvanizing as a long-lasting corrosion protection.

In the present research project, the investigations carried out in [1] are continued in order to create a comprehensive solution for bridge construction. Especially when considering the transverse system and also the construction method with high load-bearing steel box girders, notch case categories <80 become relevant. These have not yet been tested with hot-dip galvanizing. With the aim to work out the still missing technical and scientific basics for the general use of hot-dip galvanizing of steel girder and steel box girder bridges on the basis of DIN EN 1993 and DAST guideline 022, a suitable test program will be established. The planned research is required to promote a holistic solution for hot-dip galvanized steel and composite bridges, an innovative, sustainable bridge construction method. This includes, in addition to conducting fatigue tests of hot-dip galvanized notch details, a fundamental consideration of the causes for the reduction in fatigue strength of hot-dip galvanized steel members. In addition to answering this open question on the influence of microstructure effects, attention was also paid to the design. By testing on a transversely stiffened system containing the usual design details of a hollow steel box section, design and execution recommendations can be determined.

1. Einleitung

Die Feuerverzinkung ist als Korrosionsschutz für Stahl- und Stahlverbundbrücken bestens geeignet und leistet damit einen wesentlichen Beitrag zu deren Nachhaltigkeit und Wirtschaftlichkeit. Dies belegen jüngste technisch- und wirtschaftlich-wissenschaftliche Studien [1, 2]. Kommt eine Feuerverzinkung mit Zinküberzügen von mind. 250 µm zum Einsatz, so ist eine Korrosionsschutzdauer von 100 Jahren erreichbar. Wirtschaftlichkeit und Nachhaltigkeit von Neubaumaßnahmen im Brückenbau werden neben den Neubaukosten insbesondere von den Unterhaltungskosten im Lebenszyklus bestimmt. Bei organisch beschichteten Stahl- und Stahlverbundbrücken sind dies vor allem die Kosten zur turnusmäßigen Erneuerung des Korrosionsschutzes. Diese umfassen die Kosten für die Instandsetzungsmaßnahme des Korrosionsschutzes (inkl. Einrüsten, Strahlen, Beschichten etc.), für Fahrbahnsperungen und Verkehrsumleitungen. Ferner ergeben sich immense volkswirtschaftlichen Kosten, ausgelöst durch Verkehrsstörungen während der Instandsetzungsmaßnahme. In der Studie der Bundesanstalt für Straßenwesen BASt [3] wird festgestellt, dass die feuerverzinkte Brücke den größten Beitrag zu einer nachhaltigen Entwicklung im modernen Brückenbau leistet.

Eine umfangreiches Forschungsprojekt [1] hat gezeigt, dass die Feuerverzinkung als Korrosionsschutz im Stahl- und Verbundbrückenbau grundlegend und vorteilhaft einsetzbar ist. Es wurden die Auswirkung zyklischer Belastungen auf das feuerverzinkte Grundmaterial untersucht, ohne jedoch dabei die Mikrostruktureffekte der Feuerverzinkung allgemein und vollständig beschreiben zu können. Mit Hilfe von zyklischen Versuchen konnte der Ermüdungsnachweis nach EN 1993-1-9 [4] für ausgewählte, verzinkte Konstruktionsdetails einfacher Trägerbrücken erbracht werden. Die feuerverzinkten Konstruktionsdetails müssen im Vergleich zur unverzinkten Konstruktion maximal in die nächsttiefere Kerbfallkategorie eingestuft werden. Bei vielen geringeren und meist für die Bemessung maßgebenden Kerbfällen ist überhaupt keine Abminderung erforderlich. Auf dieser Basis und mit Hilfe bauaufsichtlicher Zulassungen wurden kürzlich die erste feuerverzinkte Straßenbrücke über die A44 bei Bischhausen und die erste Brücke in feuerverzinkter Verbunddübelbauweise über die Elster in Halle, jeweils als einfache Trägerkonstruktion, errichtet.

Eine Vielzahl von Brücken im innerstädtischen Bereich sind einfache Trägerbrücken, die im Pilotprojekt [1] erstmals in verzinkter Stahlbauweise in Hinblick auf ihre Ermüdungsfestigkeit im Längssystem untersucht wurden. In [1] wurden jedoch die Kerbfälle <80, die insbesondere bei der Betrachtung des Quersystems im Brückenbau (Kategorie 3) maßgebend werden, noch nicht vollständig erforscht. Aktuell werden zudem viele Überführungsbauwerke, bei denen zur Sicherung einer möglichst großen Durchfahrts Höhe für den Verkehr eine möglichst geringe Bauhöhe gefordert wird, als Stahl- und Verbundbrücken mit hochtragfähigen Stahlhohlkästen kleiner bis mittlerer Bauhöhe konzipiert. [5] Aktuelle Bauprojekte sind z.B. (1) die Überführung der AS Niehl/Industriestraße beim Ausbau der A1, (2) die Überführung der B56n über DB bei Düren, (3) die Überführung der K28 über die B1 bei Paderborn, (4) die Ruhrtalbrücke Bermecke in Nuttlar, (5) die Überführung der Rampe Aachen-Heinsberg über die A44/A46 (Abbildung 1), (6) Pilotprojekt A19 – Brücke über den Petersdorfer See.

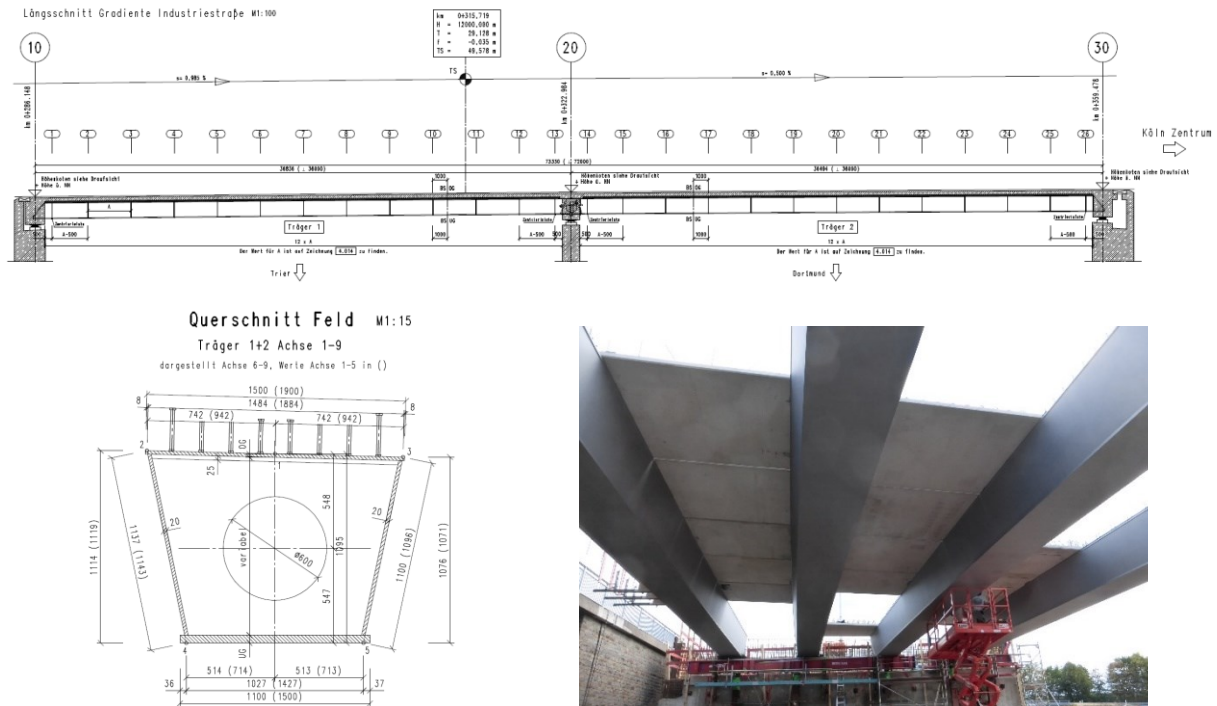


Abbildung 1 Regelquerschnitt der Stahlverbundbrücke zur Überführung der AS Niehl im Zuge der A1 [6]

Die Stahlhohlkästen erhalten im Inneren in der Regel keinen Korrosionsschutz, werden aber zur Vermeidung von Korrosion dicht geschweißt. Diese vermeintlich korrosions-sichere, kostengünstige Bauweise ist jedoch auch kritisch zu bewerten, da Feuchtigkeit innerhalb des Hohlkastens, z.B. aufgrund des unvermeidlichen Kondensats oder bei nicht selten vorkommenden Undichtigkeiten, immer wieder zu Korrosionsschäden führt. Daher werden kleine Stahlhohlkastenbrücken heute bei Brückenprüfungen mit z.T. hochmodernen Techniken (Endoskopie) im Inneren inspiziert und auf Korrosionsschäden untersucht. Die im Schadensfall notwendige Instandsetzung der dicht geschweißten Brücken ist jedoch aufgrund der beengten Verhältnisse im Hohlkasten sehr schwierig und dementsprechend kostenintensiv, bei Hohlkästen mit Querschotten gar unmöglich. **Mit Hilfe der Feuerverzinkung, die in einem einzigen Verzinkungsvorgang und damit quasi ohne Zusatzaufwand einen lebenslangen Korrosionsschutz im Außen- und im Innenbereich des Stahlhohlkastens liefert, verbunden mit einer feuerverzinkungsgerechten Konstruktion (mit durchlässigen Querschotten oder Querrahmen, effizienten Montagestößen für längere Brückenbauwerke) und verbesserten, lebensdauerverlängernden Kerbdetails kann ein wesentlicher Entwicklungsschritt für diese wirtschaftliche, nachhaltige Brückenbauweise erzielt werden.**

Folgende wissenschaftlich-technische noch nicht umfassend untersuchte Fragestellungen schließen jedoch aktuell eine allgemeine Anwendung der Feuerverzinkung bei zyklisch beanspruchten Stahlkonstruktionen, insbesondere bei Stahlbrücken mit ausgeprägten Quersystemen und Hohlkastenbrücken, aus.

Problemstellung 1: Wissenschaftliche Untersuchungen zum Materialverhalten von verzinkten Stahlbauteilen und den Mikrostruktureffekten fehlen, um den Einfluss der Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlkonstruktionen grundlegend bewerten und auf abweichende Stahlkonstruktionen (geschraubt, verschweißt,

nachbearbeitet etc.) übertragen zu können. Der Einfluss von Mikrostruktureffekten feuerverzinkter Stahlbauteile ist hinsichtlich der lokalen Entstehung von wachstumsfähigen Ermüdungsrissen nicht bekannt. Es ist unklar, aufgrund welcher Einflüsse die Feuerverzinkung die Ermüdungsfestigkeit herabsetzt und bis zu welchem Kerbfall das Ermüdungsverhalten des feuerverzinkten Grundmaterials maßgebend ist. Die prozessbedingten Mikrorisse in der Legierungsschicht Fe-Zn werden als ursächlich angesehen. Ein wissenschaftlicher Nachweis fehlt derzeit und wird im vorliegenden Antrag erbracht. Ferner fehlen gesicherte Aussagen über geeignete Inspektionsverfahren zur geometrieunabhängigen, berührungslosen Detektion von Mikrorissen (Abbildung 2), um die Fehlererkennbarkeitsgrenzen festlegen zu können.

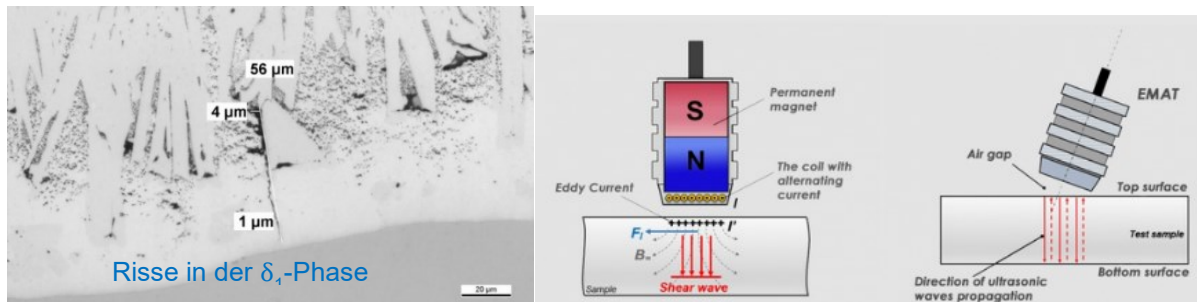


Abbildung 2 Risse innerhalb der Feuerverzinkungsschicht (links), Ultraschallmesssystem (rechts) [7]

Problemstellung 2: Wissenschaftliche Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit von maßgebenden Kerbfällen ≤ 80 für Stahl- und Verbundbrücken geringer bis mittlerer Bauhöhe fehlen. Das Ermüdungsverhalten einiger feuerverzinkter Konstruktionsdetails mit Kerbfällen ≤ 80 ist noch unbekannt. Die Übernahme der Bemessungsvorschläge aus [1] ist nicht möglich, da sich das Pilotprojekt auf einfache Stahlträgerbrücken und Konstruktionsdetails mit Kerbfällen > 80 konzentrierte. Auch für Montagestöße von feuerverzinkten Bauteilen mittels Passschraubenverbindung, die Nachbehandlungen der Verzinkung auf der Baustelle obsolet werden lassen, können keine Aussagen zur Ermüdungsfestigkeit gemacht werden. Nach den Ergebnissen des zuvor genannten Forschungsprojekts [1] ist ebenfalls offen, ob sich überhaupt und wenn ja, welche Abminderung der Kerbfallkategorie sich bei Kerbfällen ≤ 80 durch die Feuerverzinkung einstellt. Sollte sich bestätigen, dass sich in diesen Kerbfallkategorien durch die Feuerverzinkung keine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit ergibt, wäre dies ein großer Gewinn für den Stahl- und Verbundbrückenbau und die Feuerverzinkung von ermüdungsbeanspruchten Stahlkonstruktionen allgemein.

Problemstellung 3: Untersuchungen und Festlegung von Herstellungsparametern zur feuerverzinkungsgerechten Konstruktion von geschweißten, im Quersystem stark versteiften Stahlquerschnitten fehlen. Es ist bisher nicht untersucht, welche Maßnahmen zur Herstellung eines gleichmäßigen Verzinkungsüberzugs z.B. von Stahlhohlkastenquerschnitten zu ergreifen sind, welche Auswirkungen (Verzüge/Eigenspannungen) die Feuerverzinkung auf Ermüdungsfestigkeit hat bzw. wie Verzüge vermieden werden können. Auch Empfehlungen für die Wahl der Verzinkungsparameter, z.B. Eintauchtiefe, Eintauchgeschwindigkeit für die im Quersystem stark versteiften Brückenquerschnitte und Stahlhohlkästen des Brückenbaus fehlen.

Das geplante Forschungsvorhaben hat das Ziel, die noch fehlenden technischen und wissenschaftlichen Grundlagen zum allgemeinen Einsatz der Feuerverzinkung von

Stahlträger- und Stahlhohlkastenbrücken geringer Bauhöhe für den Brückenbau auf der Basis von [1], der Bemessungsvorschrift DIN EN 1993 [4] und unter Beachtung einer feuerverzinkungsgerechten Konstruktion in Anlehnung an DAST-Richtlinie 022 [8] sowie der allgemeinen Ausführungsregelungen der DIN EN 1090-2 [9] zu erarbeiten. Die geplante Forschung ist zur Förderung einer ganzheitlichen Lösung für feuerverzinkte Stahl- und Verbundbrücken, einer innovativen, nachhaltigen Brückenbauweise, erforderlich. Zur Erreichung der Forschungsziele werden die Disziplinen Werkstofftechnik, Konstruktion und Bemessung im Stahlbau sowie Verzinkung mit dem Ziel zusammengeführt, technisch und wirtschaftlich optimierte, nachhaltige Lösungen für den Stahl- und Verbundbrückenbau zu entwickeln, Berechnungsnachweise, Konstruktions- und Ausführungsempfehlungen bereitzustellen sowie offene Fragestellungen zum Einfluss von Mikrostruktureffekten feuerverzinkter Stahlbauteile zu beantworten. Die MPA Darmstadt und die TU Dortmund greifen dabei auf ihre Expertisen aus den Forschungsprojekten P835 [1] und IGF19444 [10] zurück.

1.1. Grundlagen zur Feuerverzinkung

Es gibt verschiedene Verfahren beim Feuerverzinken, es wird hauptsächlich zwischen dem Bandverzinken und dem Stückverzinken unterschieden. Das Prinzip der Feuerverzinkung soll am Beispiel der Stückverzinkung, die für größere Bauteile eingesetzt wird und auch in diesem Projekt zum Einsatz kam, genauer erläutert werden. Zunächst muss das Werkstück für die Verzinkung vorbereitet werden. Ziel ist es, die Bauteiloberfläche durch chemische Vorbehandlungen von arteigenen und artfremden Verunreinigungen zu säubern, um die gewünschte Reaktion des Stahls mit der Zinkschmelze zu erreichen. Hierzu werden die Stahlteile in mehreren Spül- und Beizbehandlungen gereinigt. Das Ziel dabei ist es, eine metallisch reine Oberfläche zu erhalten. Der Ablauf des Verfahrens ist in Abbildung 3 schematisch dargestellt. [11]

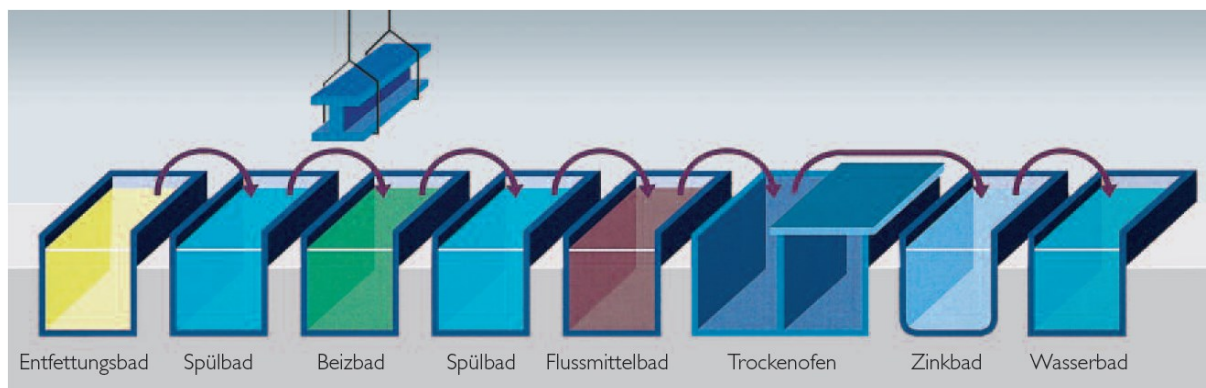


Abbildung 3 Schematische Darstellung des Trockenverzinkens von Stückgut [12]

Das Hochtemperaturverzinken ist ein Schmelztauchverfahren, das aktuell im Stahlbau nur bei Kleinteilen und Schrauben (bis M24) zum Einsatz kommt. Die Stahlteile werden bei Temperaturen von $\vartheta = 530$ bis 620°C stückverzinkt. Hierbei kann über den Prozess die Zinküberzugsdicke (ca. $25\text{ }\mu\text{m}$ bis $80\text{ }\mu\text{m}$) relativ genau gesteuert und appliziert werden. Die Schutzwirkung einer hochtemperaturverzinkten Zinklegierungsschicht ist dabei in ihrer Wirkungsweise unter praktischen Aspekten identisch mit der Normaltemperaturverzinkung. Spezielle Produktanforderungen wie gute Passgenauigkeit durch einheitliche Schichtdicke und höhere Oberflächenhärte sind entscheidende Vorteile des Verfahrens. Die mögliche Gefahr einer flüssigmetallinduzierten Rissbildung (Liquid

Metal Assisted Cracking, LMAC) ist auch hier zu berücksichtigen. Durch die Anwendung entsprechender Normen und Regelwerke [8] kann diese ausgeschlossen werden.



Abbildung 4 Beispiel einer mechanischen Reibflächenvorbereitung an einer Lasche mit nachträglicher HT-Verzinkung

Bei der Hochtemperaturverzinkung entsteht eine durchlegierte harte Eisen-Zink-Legierungsphase (δ_1 -Phase) ohne abschließende Reinzinkphase (η -Phase), dadurch wird eine hohe Oberflächenhärte mit verbesserten Abrieb- und Verschleißigenschaften erreicht. Aufgrund der geringen Neigung zur Oberflächeneinebnung ist zu erwarten, dass vor der Stückverzinkung aufgeraute Oberflächen auch während und nach dem Prozess des Aufbringens des Zinküberzugs ihre raue Oberflächenstruktur behalten (Abbildung 4). Somit sind bei diesem Verfahren die Vorteile der rauen Oberfläche im Hinblick auf die Haftreibung und die Vorteile des dauerhaften Korrosionsschutzes der Feuerverzinkung vereint. HT-Verzinken ist jedoch aufgrund der existierenden Verzinkungsanlagen zurzeit auf eine Bauteillänge von ca. 4,50 Metern begrenzt, wodurch nur größtmäßig untergeordnete Bauteile einer geschraubten Verbindung mit diesem Verfahren behandelt werden können.

Eine detailliertere Beschreibung der metallurgischen Vorgänge sind im Abschlussbericht dieses Forschungsprojektes enthalten. Darin finden sich auch weitere Grundlagen zur Besonderheit von Hohlkastenquerschnitten und eine ausführliche Darstellung der durchgeführten Untersuchungen und der Ergebnisse.

2. Durchgeführte Untersuchungen

2.1. Grundcharakterisierung der Feuerverzinkung

Die Feuerverzinkung weist verschiedene Ausbildungen von mechanischen Trennungen (Schwindungsrisse) und Bereiche, in denen die Zinkschmelze aufgezehrt ist auf. Unterschiedliche Siliziumgehalte im Stahl und verschiedene Feuerverzinkungstemperaturen und –dauern verändern die Überzugsausbildung und auch die Art der vorhandenen Risse. Daher werden die Zinküberzüge bereits im Anlieferungszustand hinsichtlich ihres Aufbaus und der Risse untersucht und charakterisiert. In Arbeitspaket 1 wurden an der MPA Darmstadt verschiedene Untersuchungen zur Grundcharakterisierung der Bauteilproben durchgeführt, siehe Tabelle 1.

Tabelle 1 In AP 1 durchgeführte Untersuchungen

AP	Versuchsart	Probe bzw. Probenform
1.1	Feuerverzinkung	Alle Proben
1.2	Risscharakterisierung	Schliffe der Proben aus AP 3 und auch Proben aus [13, 14]
1.3	Härteprüfung	Schliffe der Proben aus AP 3
1.4	Chem. Analyse	Proben entnommen am Großteilversuch des AP 5
1.5	Rissprüfung	An Großteilversuch des AP 5 vor und nach Feuerverzinkung

Es werden verschiedene Verzinkungsarten, differenziert nach Temperatur (450 °C und 600 °C) und Tauchdauer (5 – 10 min) hergestellt.

Zur Charakterisierung wurden Schliffbilder mikroskopisch untersucht und die vorhandenen Risse im Zinküberzug charakterisiert. Die Härteprüfung im Mikro- und Nanobereich ermöglichte eine Bewertung der Härte und des Eindringmoduls für die verschiedenen Phasen der Feuerverzinkung.

Die Ergebnisse der Nano-Indentation sind in Abbildung 5 dargestellt. Exemplarisch ist die Aufnahme des Schliffs der NTV-Probe im Hintergrund des Eindringmodul-Plots dargestellt, um die Bereiche des Feuerverzinkungsüberzugs und des Stahls zu verdeutlichen. Die Werte des Eindringmoduls springen am Übergang zum Stahl auf $E_{IT} \approx 180$ GPa. Je höher der Eisenanteil im Werkstoff ist, desto höher sind die Eindringmoduli. Die Härtewerte des Stahls steigen in Richtung der ursprünglichen Stahloberfläche etwas an, was durch die gestrahlte Oberfläche zu erklären ist. Vergleicht man die Kurven der normaltemperaturverzinkten Proben, so kann man neben den üblichen Streuungen, wie zwischen der roten (–) und schwarzen (–) Kurve, aus Sebesty-Stahl, eine Tendenz zu niedrigeren Werten auf Hochsiliziumstahl, blaue (–) Kurve erkennen. Die Eindringmoduli liegen im Bereich der ζ -Phase zwischen $E_{IT} \approx 80$ GPa und 100 GPa. Die untersuchte deutlich dünnere Hochtemperaturverzinkung, magenta (–) Kurve, besteht nicht nur aus einer δ_1 -Phase, sondern zusätzlich auch aus einer ζ -Phase. Daher starten die Eindringmoduli bei $E_{IT} \approx 60$ GPa. Es lässt sich ein steiler An-

stieg des Eindringmoduls im Bereich der δ_1 -Phase in Richtung des Stahls deutlich erkennen. Die Eindringmoduli steigen im Bereich der δ_1 -Phase von $E_{IT} \approx 100$ GPa auf rund 160 GPa an. [15]

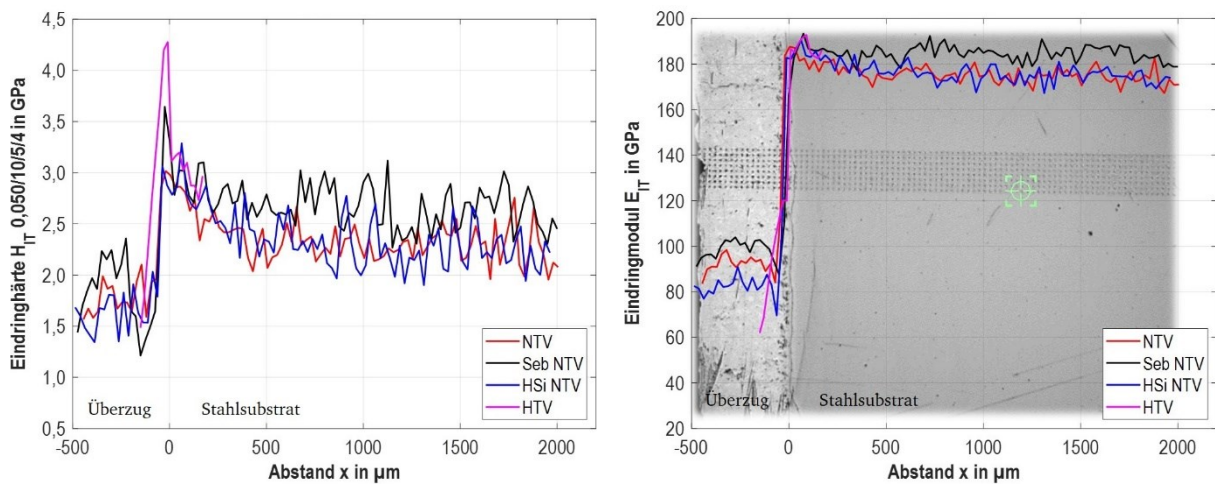
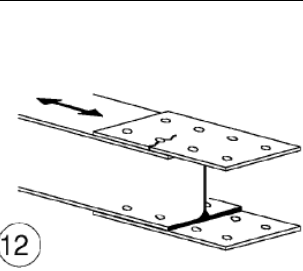
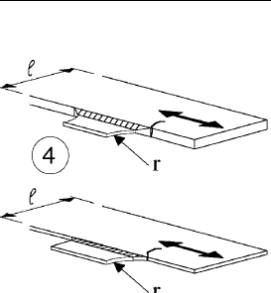
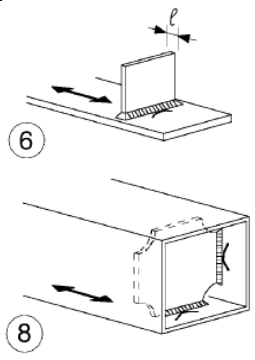
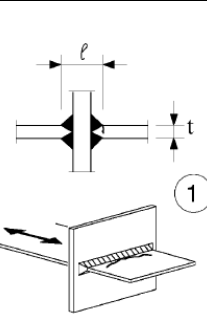


Abbildung 5 Vergleich der Mittelwerte des Eindringmoduls und der Eindringhärte aus der Nano-Indentation an den untersuchten, feuerverzinkten Proben

2.2. Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Kerbdetails

Von beiden Forschungseinrichtungen wurden Versuchsreihen zu feuerverzinkten Kerbdetails durchgeführt, siehe Tabelle 2. Die Kleinteilproben mit bauteilähnlichen Dimensionen umfassten zum einen geschweißte Konstruktionsdetails im Quersystem von Hohlkasten- und anderen brückenbautypischen Trägern. Zum anderen wurden einschnittige Passschraubenverbindungen als Möglichkeit zur Ausbildung von Montagestößen an Hohlkastenträgern und anderen Konstruktionen untersucht. Die Kerbfälle der untersuchten Kerbdetails lagen alle bei ≤ 80 .

Tabelle 2 In AP 2 untersuchte Kerbdetails aus DIN EN 1993-1-9 [4]

AP 2.1	AP 2.2	AP 2.3	AP 2.4
			
Tab. 8.1, Detail 12	Tab. 8.4, Detail 4	Tab. 8.4, Detail 6 bzw. 8	Tab. 8.4, Detail 1
Einschnittige Passschraubenverbindung	Seitlich angeschweißtes Kontenblech	Aufgeschweißte Quersteife	Kreuzstoß

Die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt nach dem Background-Dokument der EN 1993-1-9 [16] und lieferte die Ermüdungsfestigkeitskurven der feuerverzinkten Kerbdetails. Der Ansatz der normativen Steigungen der Geraden im doppeltlogarithmischen Ermüdungsfestigkeitsdiagramm ermöglichte die Einordnung in die Kerbfälle nach EN 1993-1-9 [4]. Das primäre Ziel der Untersuchungen bestand im Vergleich mit den unverzinkten Kerbfällen aus der EN 1993-1-9 sowie dem angesprochenen Background-Dokument.

Das gesamte Versuchsprogramm des AP 2 laut Forschungsantrag sowie die tatsächlich durchgeführten Versuche werden in Tabelle 3 zusammengefasst. Alle Kleinteilproben bestanden aus einem S355J2 mit einem Siliziumgehalt im Sebstybereich und wurden mit Normaltemperatur feuerverzinkt. Zusätzlich wurden bei einzelnen Versuchsreihen noch gezielt Referenzversuche im unverzinkten Zustand durchgeführt.

Tabelle 3 Versuchsmatrix AP 2 – S355 feuerverzinkt (Normaltemperatur)

AP	Versuchsart	Probe bzw. Probenform	Varianten (Kerbfälle gemäß DIN EN 1993-1-9:2011)	Anzahl Versuche	
				Geplant	Durchgeführt
2.1	Zug-Schwellend → Scherbeanspruchung der Verbindung	Laschenverbindung mit Passschrauben Tabelle 8.1 (12) nach DIN EN 1993-1-9	Serie 2.1a – KF 80: t=10 mm / M20	6 (-9)	7
			Serie 2.1b – KF 80: t=20mm / M27	6 (-9)	14
2.2	Zug-Schwellend	Blech mit seitlich angeschweißtem Knotenblech Tabelle 8.4 (4-5) nach DIN EN 1993-1-9	Serie 2.2a – KF 71: t=20mm / r/L~0,25	6 (-9)	8
			Serie 2.2b – KF 71: t=20mm / r/L nach Auswertung Serie 2.2a → r = 30 mm	6 (-9)	10
2.3	Zug-Schwellend	Blech mit aufgeschweißter Quersteife bzw. Querschott Tabelle 8.4 (6,8) nach DIN EN 1993-1-9	Serie 2.3 – KF 80: t=18mm / t _{st} =12mm l ≤ 30 mm	6 (-9)	18
2.4	Zug-Schwellend	Kreuzstöße Tabelle 8.5 (1) nach DIN EN 1993-1-9	Serie 2.4 – KF 80: t=20mm / t _{st} =14mm durchgeschweißt	6 (-9)	11
2	Summe	-	-	36 (-54)	68 + 16 unvz.

Die Ergebnisse der Versuchsreihen mit feuerverzinkten Kerbdetails dieses Forschungsprojektes wurden sowohl nach der aktuell gültigen Version der EN 1993-1-9 [4], als auch dem Entwurf prEN 1993-1-9:2023 für die zukünftige Version ausgewertet und mit den jeweiligen Kerbfällen in unverzinkter Ausführung verglichen.

2.2.1. Einschnittige Laschenverbindungen mit Passschrauben

Während Serie 2.1 a) mit Passschrauben M20 10.9 HVP und Laschen der Blechdicke t = 10 mm ausgeführt wurde, bestanden die Prüfkörper der Serie 2.1 b) aus Passschrauben M27 10.9 HVP und einer Blechdicke von 20 mm. Die Schaftdurchmesser

der HVP-Schrauben gemäß DIN EN 14399-8 und entsprechend auch die Lochdurchmesser in den feuerverzinkten Stahllaschen betrugen exakt 21 mm bzw. 28 mm. Die Verbindungen wurden durch den Einbau eines U-Profil mit hoher Biegesteifigkeit als gestützte Verbindungen ausgeführt.

Wie in Abbildung 6 dargestellt, besaß eine Lasche je drei in einer Achse liegende Schraubenlöcher. Diese wurden bereits vor der Feuerverzinkung mit dem finalen Lochdurchmesser von 21 mm bzw. 28 mm gebohrt. Die Zinkschichtdicke auf den Blechen mit einem Siliziumgehalt im Sebstybereich betrug nach 10-minütiger Tauchdauer bei Normaltemperatur im Mittel $t_{\text{Zink}} = 216 \mu\text{m}$.

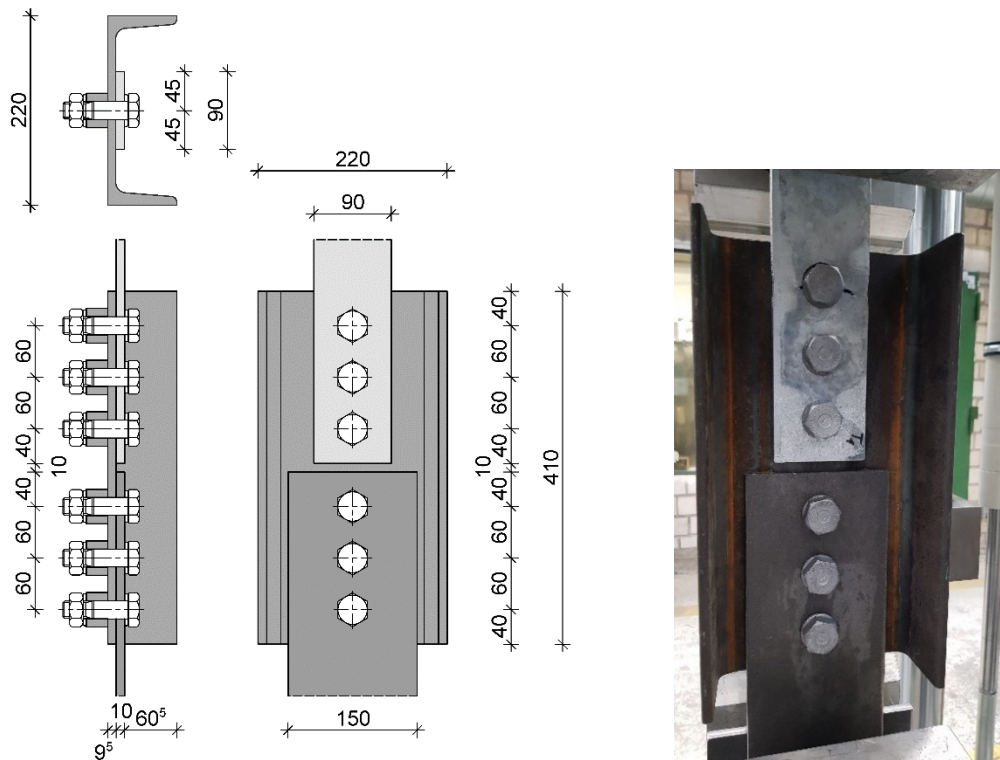


Abbildung 6 gestützter Versuchsaufbau – Serie 2.1 a: M20 Passschrauben, $t = 10 \text{ mm}$

Ziel der Untersuchungen in AP 2.1 war die Bestimmung einer Ermüdungsfestigkeitskurve bzw. Bemessungswöhlerlinie für das feuerverzinkte Kerbdetail der einschnittigen Verbindung mit Passschrauben gemäß Detail 12 aus Tabelle 8.1 der DIN EN 1993-1-9 [4]. Die Wahl der Laststufen erfolgte in Anlehnung an das interaktive Verfahren von Block/Dreier [17].

Die gemeinsame Auswertung beider Serien gemäß der aktuell gültigen DIN EN 1993-1-9 in einer Ermüdungsfestigkeitskurve lag mit $\Delta\sigma_{C,AP2.1} = 76,23 \text{ N/mm}^2$ knapp unter $\Delta\sigma_{C,KF80} = 80,0 \text{ N/mm}^2$. Der Entwurf des neuen Eurocodes, die prEN 1993-1-9 von 2023, berücksichtigt den Kerbfall der einschnittig gestützten Verbindung mit Passschrauben als Detail 4 der dortigen Tabelle 10.2 [18]. Gegenüber der aktuell noch gültigen DIN EN 1993-1-9:2010 gibt es einige wesentliche Änderungen und Ergänzungen. Die Steigung der Ermüdungsfestigkeitskurve beträgt nun $m_1 = 5$ und nicht mehr $m = 3$. Außerdem ist die einwirkende Spannungsschwingbreite nicht mehr rein bezogen auf den Nettoquerschnitt zu ermitteln, sondern zur Berücksichtigung der Spannungsspitzen am Lochrand um einen Faktor abhängig vom Lochbild anzupassen.

Für die Probekörper der beiden Versuchsserien ergaben sich folgende Erhöhungsfaktoren für die Netto-Spannungsschwingbreite:

$$\text{Serie 2.1 a) } \Delta\sigma = \Delta\sigma_{\text{net}} \cdot 1,31 \quad (\text{G.1})$$

$$\text{Serie 2.1 b) } \Delta\sigma = \Delta\sigma_{\text{net}} \cdot 1,16 \quad (\text{G.2})$$

Unter Berücksichtigung der Spannungsspitzen und der Steigung von $m_1 = 5$ lag die, in Abbildung 7 dargestellte, Ermüdungsfestigkeitskurve der feuerverzinkten einschnittigen Verbindung mit Passschrauben mit einer Kerbspannung von $\Delta\sigma_c = 93,37 \text{ N/mm}^2$ klar über dem unverzinkten Referenzkerbfall 80. Die Steigung aus den Versuchsergebnissen wich mit $m = 2,379$ jedoch deutlich von der neuen normativen Vorgabe von $m_1 = 5$ ab und lag wesentlich näher an der bisherigen Steigung von $m = 3$. Die Auswertung der Versuchsergebnisse mit den Spannungsspitzen gemäß prEN 1993-1-9 [18] widerlegt außerdem die darin geforderte Abminderung bei feuerverzinkter Ausführung auf den Kerbfall 71. Da weder das Background-Dokumente zur EN 1993-1-9 von 2007 [16] noch das Forschungsprojekt zur Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs von 2019 [19] eine Datenquelle für den unverzinkten Kerbfall enthielten, folgten nach den verzinkten Versuchen noch fünf weitere an unverzinkten Blechen. Ausgewertet mit den Spannungsspitzen gemäß prEN 1993-1-9:2023 ergeben sich die in Abbildung 7 in grün dargestellten Versuchsergebnisse im Vergleich zu den verzinkten Versuchen (rote Punkte). Wenngleich die unverzinkte Versuchsanzahl gering war, zeigt sich doch ein erster Trend. Lagen die Ergebnisse bei sehr hohen Spannungsschwingbreiten noch im Bereich der verzinkten Versuche, überschritten die erzielten Schwingspielzahlen der unverzinkten Versuche bei mittleren Spannungsschwingbreiten jene mit Feuerverzinkung vereinzelt deutlich. Der unverzinkte Durchläufer trat schon bei einer Netto-Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{net}} = 153 \text{ N/mm}^2$ bzw. Spitzenschwingbreite von $\Delta\sigma_{\text{Peak}} = 177 \text{ N/mm}^2$ auf. Die verzinkten Versuche versagten auch bei geringeren Schwingbreiten noch. Dieses Ergebnis lässt vermuten, dass die Feuerverzinkung vor allem die Steigung der Ermüdungsfestigkeitskurve und den Bereich der tatsächlichen Dauerfestigkeit beeinflusst. Im Vergleich zur feuerverzinkten Regressionsgerade mit einer Steigung $m = 2,379$ verlief der Trend der unverzinkten Versuche deutlich flacher.

Bei allen Versuchen in AP 2.1 versagte der Nettoquerschnitt der Lasche im höchstbelasteten Bereich am oberen Schraubenloch. Die Bruchflächenanalyse wird im Folgenden beispielhaft an Versuch AP_2.1_b_14 vorgenommen. Der Riss startete im hinteren Bereich des Loches und wuchs zunächst nach vorne über die ganze Lochtiefe, bis er weiter in den Nettoquerschnitt lief. Diese Vermutung konnte anhand von Untersuchungen der Bruchflächen im Rasterelektronenmikroskop der FE 1 bestätigt werden. In Abbildung 8 ist die Bruchfläche des hinteren Schraubenloches dargestellt. Beide Ausschnitte zeigen die, von jeweils mehreren Rissstartpunkten ausgehenden, aufgefächerten Rissausbreitungslinien.

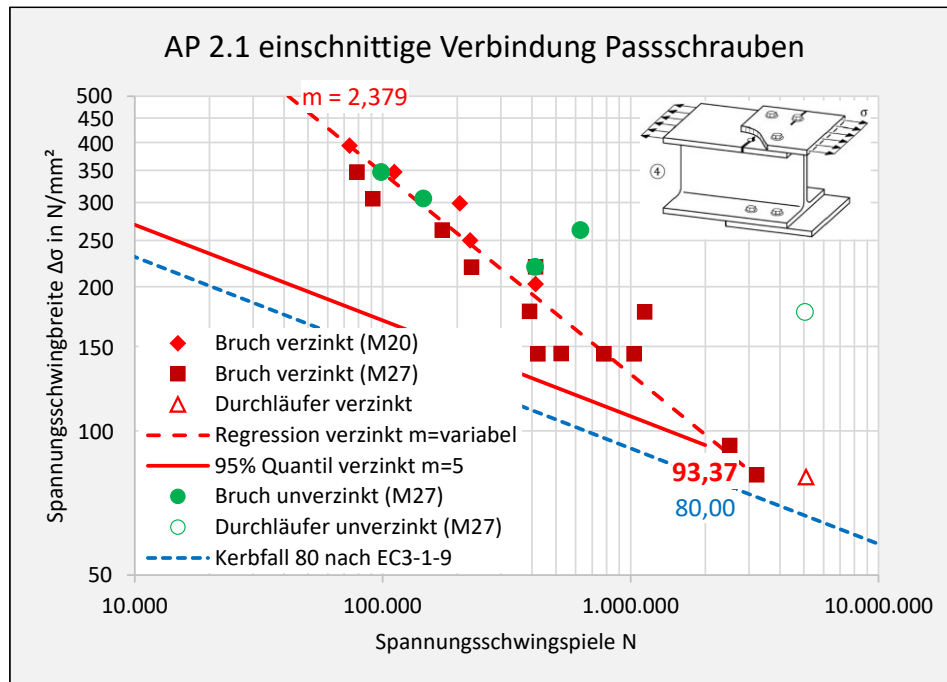


Abbildung 7 AP 2.1 Vergleich feuerverzinkte einschnittige Verbindungen mit M20 & M27 Passschrauben und unverzinkte Verbindungen: ausgewertet gemäß prEN 1993-1-9:2023 [20] mit Spannungsspitzen und $m_1 = 5$

Bemerkenswert war die Zinkschicht an der Lochwandung, die in diesem Bereich anscheinend durch das Aufreißen nicht vollständig entfernt wurde. Trotz der vorhandenen Zinkschicht versagte dieser Versuch unter einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 190,1 \text{ N/mm}^2$ erst weit später als die zulässige Schwingspielzahl des unverzinkten Referenzkerbfall 80 [4] von ($N_{\text{Versuch}} = 414.293 \text{ Zyklen} > N_{\text{KF80}} = 149.057$).

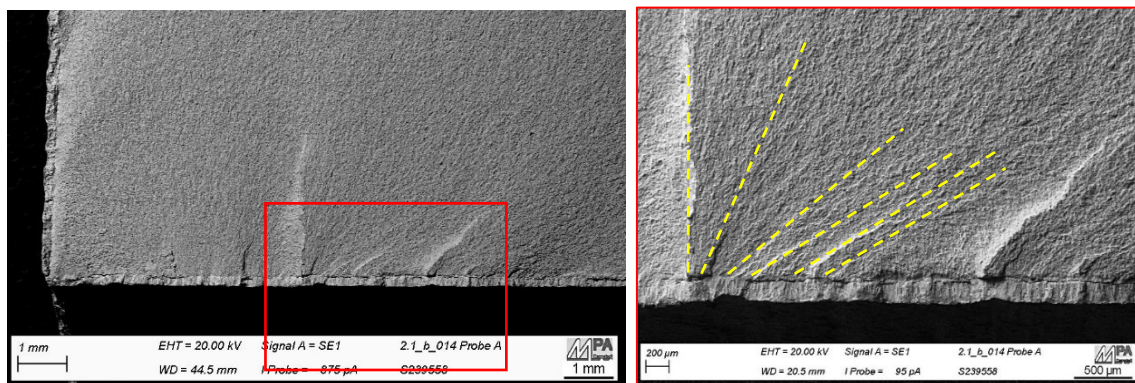


Abbildung 8 Ermüdungsversuch AP_2.1_b_14 – Rasterelektronenmikroskopie der Bruchfläche: links: Rissausgang im hinteren Bereich des Schraubenloches; rechts: Detailaufnahme mit Rissausbreitungslinien

2.2.2. Seitlich angeschweißtes Knotenblech

Nachdem die Ergebnisse eines einseitigen Knotenblechs keine Erstellung einer Ermüdungsfestigkeitskurve zuließen, folgte die Planung der zweiten Versuchsserie. Im Hinblick auf den Ausrundungsradius musste ein Kompromiss zwischen der praxisüblichen Ausführung ($r = 150 \text{ mm}$) und den prüftechnischen Möglichkeiten gefunden werden. Deshalb wurde der Ausrundungsradius von $r = 30 \text{ mm}$ beibehalten. Entsprechend des

neu gewählten Verhältnisses von Radius zu Blechbreite von $r/l = 1/3$ betrug diese nun $l = 90 \text{ mm}$.

Gegenüber des einseitigen Bleches wurden zwei entscheidende Änderungen an der Planung und Ausführung der Prüfkörper vorgenommen. Um eine gleichmäßige Spannungsverteilung über den Querschnitt ohne Exzentrizitäten sicherzustellen, erfolgte die Ausführung nun symmetrisch mit zwei Knotenblechen. Darüber hinaus wurden die Ausrundungen entsprechend der Anforderungen vor dem Schweißen in die Knotenbleche eingebracht und nach dem Schweißen lediglich kerbfrei beschliffen. Die mittlere Zinkschichtdicke auf dem Grundmaterial betrug $280 \mu\text{m}$ und auf der Schweißnaht $434 \mu\text{m}$.

Wie in Abbildung 9 dargestellt, lagen alle Versuche oberhalb des unverzinkten Referenzkerbfalls 71 aus der aktuell gültigen DIN EN 1993-1-9 ([4] Tabelle 8.4 Detail 4 mit $r/l = 1/3$). Die variable Steigung der Regressionsgrade aller gerissenen Versuche in feuerverzinkter Ausführung im doppeltlogarithmischen Ermüdungsfestigkeitsdiagramm lag mit $m_{\text{var}} = 4,81$ jedoch weit von der normativen Steigung von $m = 3$ für die unverzinkte Ausführung entfernt. Auf $m = 3$ bezogen ergab sich aus den neun feuerverzinkten Versuchen ein Bemessungskerbfall von $\Delta\sigma_c = 75,0 \text{ N/mm}^2$ (als 95% Quantil). Sowohl der Referenzkerbfall 71 mit $m = 3$ aus dem aktuell noch gültigen EC 3-1-9 [4] als auch der Kerbfall 56 aus dem Entwurf des neuen Eurocodes [18] für Knotenbleche ohne Ausrundung und mit Ausrundung $r < 150 \text{ mm}$ wurde mit $\Delta\sigma_c = 75,0 \text{ N/mm}^2$ eingehalten.

Einen besonders großen Einfluss zeigte die Steigung der Ermüdungsfestigkeitskurve. Bei Ansatz einer Steigung von $m = 5$ ergäbe sich mit $\Delta\sigma_c = 120,7 \text{ N/mm}^2$ (als 95% Quantil) ein wesentlich höherer Kerbfall. Die normativ festgelegte Steigung $m = 3$ war für das untersuchte feuerverzinkte Kerbdetail also deutlich ungünstiger.

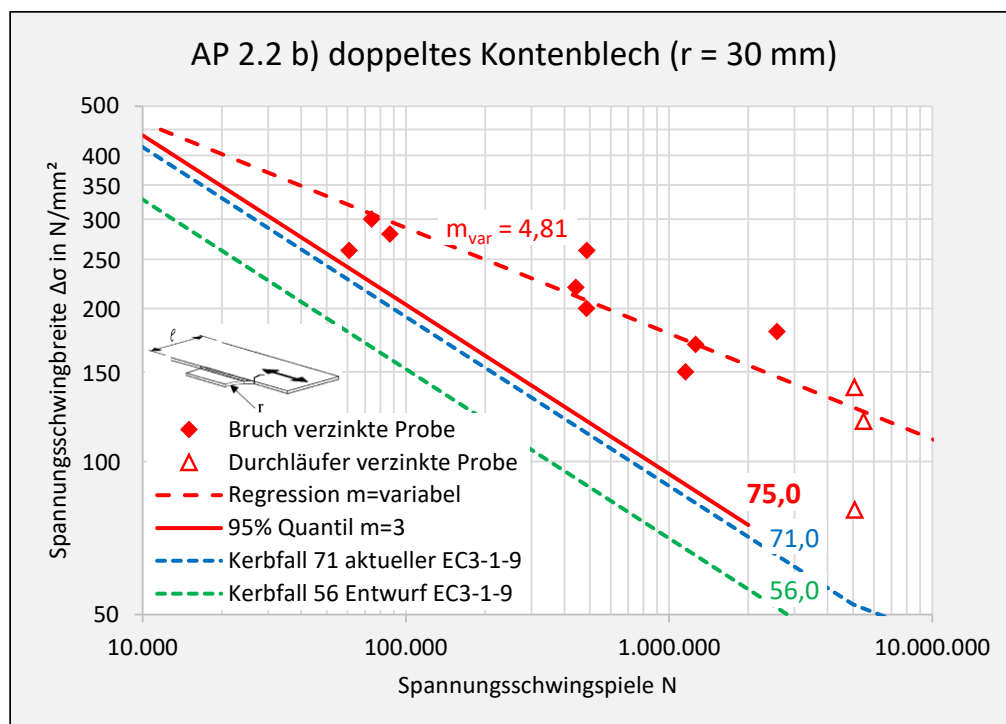


Abbildung 9 Ermüdungsfestigkeitskurve AP 2.2 b) beidseitiges Knotenblech

Die Ermüdungsrisse traten bei allen Versuchen am Beginn der Ausrundung eines der beiden Knotenbleche auf. In diesem Bereich befand sich ebenfalls der Beginn der beigeschliffenen Schweißnaht zwischen dem Knotenblech und dem Zugblech. Bei einigen Bruchflächen ging der Riss von Einschlüssen in der Schweißnaht aus und entwickelte sich dann an die Oberfläche der geschweißten Kante.

2.2.3. Quersteife

Zur Herstellung der Probengeometrie wird zunächst die Flachzugprobe gemäß DIN 50125 Form E [21] hergestellt, auf diese wird dann die Quersteife aufgeschweißt. Das Konstruktionsdetail einer aufgeschweißten Quersteife ist ein im Brückenbau übliches Detail. Es entspricht dem Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9 [4] Tabelle 8.4 Nr. 6. Der hier abzubildende Hauptlastfluss im Trägergurt wird durch das aufgeschweißte Blech gestört. Aufgrund der Schweißnaht, die als Kerbstelle in diesem Konstruktionsdetail wirkt, ist der Kerbfall vergleichsweise niedrig.

Die Auswertung der Wöhlerkurven erfolgt auch hier nach Vorgabe der DIN EN 1993-1-9, um eine Bewertung der Versuchsergebnisse in einen Kerbfall vornehmen zu können. Es wird eine Steigung $m = 3$ für den Zeitfestigkeitsbereich vorgegeben. Die Auswertung der Wöhlerkurven der Versuche an feuerverzinkten Proben ist in Abbildung 10 dargestellt. Es wird eine Bemessungsgerade der Zeitfestigkeit für die feuerverzinkten Proben mit $\Delta\sigma_c = 88,0 \text{ N/mm}^2$ erreicht, die oberhalb der Bemessungskurve des Kerbfalls 80 liegt.

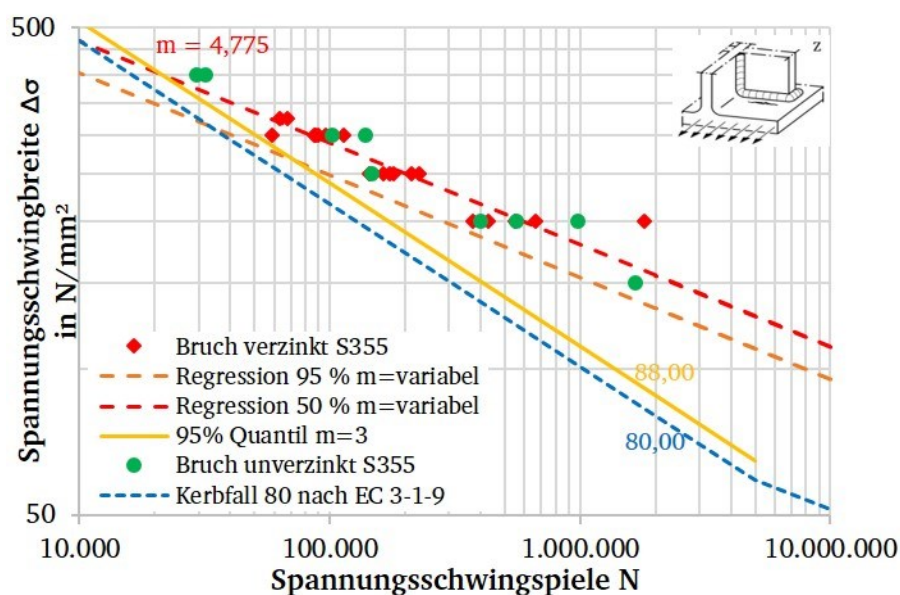


Abbildung 10 Wöhlerdiagramm der geschweißten Quersteife nach DIN EN 1993-1-9: Tabelle 8.4, Nr. 6

Der Kerbfall 80 ist für beide Stahlsorten mit $\Delta\sigma_{c,S355} = 88,0 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,S460} = 99,6 \text{ N/mm}^2$ auch mit feuerverzinkten Proben erreicht.

Die Ermüdungsrisse traten bei allen Versuchen mit Quersteifen am Auslauf der Schweißnaht auf. Es sind keine weiteren Einschlüsse zu sehen. Bereits in dieser makroskopischen Aufnahme sind mehrere Rissstartbereiche und auch die Rissausbreitungsrichtung zu sehen. Detailliertere Untersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop sind nicht erforderlich. Die weiteren Proben bestätigen dieses Bruchverhalten.

2.2.4. Kreuzstoß

Das Kerbdetail „Kreuzstoß“ entsprechend Detail 1 der Tabelle 8.5 aus der DIN EN 1993-1-9:2010 [4] wird untersucht. Es ergab sich mit einer durchgeschweißten DHV-Naht und zusätzlichen Kehlnähten eine rechnerische Stoßlänge von $l = 34 \text{ mm} < 50 \text{ mm}$. Damit lag die untersuchte Ausführungsvariante im höchsten Kerbfall dieses abgestuften Konstruktionsdetails. Während dieser im aktuell gültigen Eurocode [4] für Stoßlängen $l < 50 \text{ mm}$ bei Kerbfall 80 liegt, sieht der Entwurf des neuen Eurocode [18] im Zuge der Neuauswertung der vorhandenen Versuchsergebnisse den Kerbfall 71 für Stoßlängen bis $l \leq 80 \text{ mm}$ vor.

Nach der Feuerverzinkung waren die Schweißnähte an den zuvor blecheben geschliffenen Schnittflächen aufgrund ihrer erhöhten Zinkschichtdicke wieder deutlich zu erkennen. Während das Grundmaterial eine mittlere Zinküberzugsdicke von $t_{Zi, \text{Stahl}} = 250 \text{ } \mu\text{m}$ aufwies, lag die Dicke auf den Schweißnähten bei deutlich höheren $t_{Zi, \text{Naht}} = 656 \text{ } \mu\text{m}$.

Es wurden insgesamt 11 Ermüdungsversuche am feuerverzinkten Kerbdetail des Kreuzstoßes gemäß Tabelle 8.5, Detail 1 der DIN EN 1993-1-9 durchgeführt. Acht dieser Versuche erfolgten mit einem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ und drei weitere mit $R = 0,5$ zur Überprüfung dessen Einflusses. Bei allen Proben trat der Riss – wie erwartet – im Schweißnahtübergang auf. Abzüglich zweier Durchläufer basiert die in Abbildung 11 dargestellte Ermüdungsfestigkeitskurve auf 9 zyklischen Versuchen. Die Geradensteigung aus den Versuchsergebnissen lag bei diesem Konstruktionsdetail mit $m = 3,22$ sehr nahe an der normativen Steigung von $m = 3$. Als 95%-Quantilwert mit $m = 3$ ergab sich für das feuerverzinkte Konstruktionsdetail des Kreuzstoßes mit einer Stoßlänge $l \leq 50 \text{ mm}$ der Kerbfall $\Delta\sigma_c = 98,65 \text{ N/mm}^2$. Sowohl der unverzinkte Referenzkerbfall 80 aus dem aktuellen Eurocode [4] als auch der Kerbfall 71 aus dem Entwurf für den neuen Eurocode [18] werden somit auch in feuerverzinkter Ausführung eingehalten. Es bedarf also keiner Anpassung des Kerbfalls infolge der Feuerverzinkung als Korrosionsschutz.

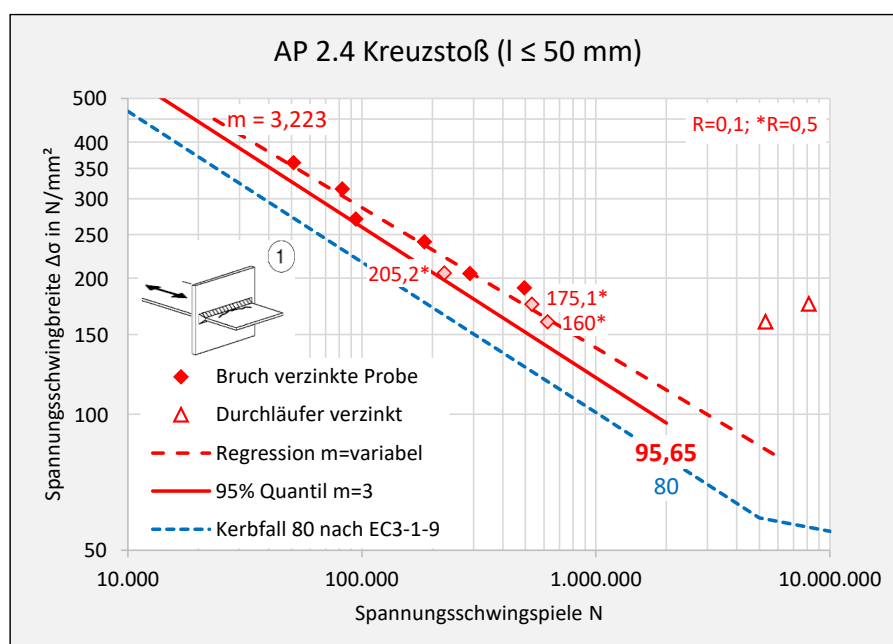


Abbildung 11 Ermüdungsfestigkeitskurve AP 2.4 Kreuzstoß (Stoßlänge $l \leq 50 \text{ mm}$)

Bei allen Versuchen begann die Rissbildung an der Substratoberfläche im Bereich des Schweißnahtübergangs. Die Bruchflächenanalyse in Abbildung 12 zeigte eindeutig die Rissausgangspunkte an der Oberfläche (im oberen Bereich des Fotos) sowie die nachfolgenden, sich fächerförmig ausbreitenden Rissausbreitungslinien und Rastlinien im Grundmaterial. Im unteren Bereich erfolgte der Gewaltbruch der Restfläche.

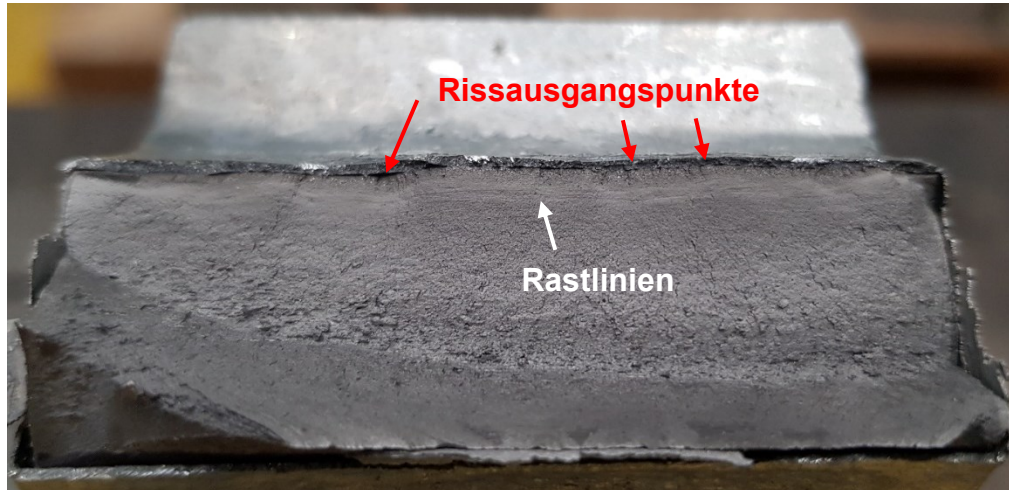
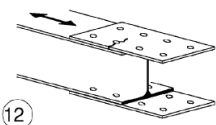
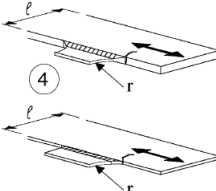


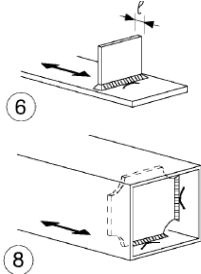
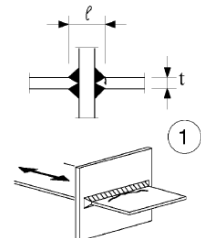
Abbildung 12 Ermüdungsversuch AP_2.4_02 – Bruchflächenanalyse (Rissausgangspunkte an der Oberfläche oben, Gewaltbruchfläche im unteren Bereich)

2.2.5. Zusammenfassung Kerbdetails

Zur Festlegung des Kerbfalls war bei allen untersuchten Kerbdetails der Einfluss der Konstruktion (geschweißt/geschraubt, Geometrie) maßgebend gegenüber dem der Feuerverzinkung. Dieses Ergebnis wurde durch die Analyse der Rissausgangspunkte sowie der Bruchflächen bestätigt.

Tabelle 4 untersuchte Kerbdetails aus DIN EN 1993-1-9 [4] bzw. prEN 1993-1-9 [18] (Änderungen in *kursiv* und grau hinterlegt gekennzeichnet)

AP und Beschreibung	Konstruktionsdetail	Kerbfall und Detail		Kerbfall feuerverzinkt
		EN 1993-1-9: 2010 [22]	prEN 1993-1-9: 2023 [20]	
AP 2.1 Einschnittige Passschraubenverbindung		80 (Tab. 8.1, Detail 12)	80 <i>$m_1 = 5$</i> (Tab. 10.2, Detail 4)	93,4 ($m_1 = 5$ und Spannungsspitzen nach [20])
AP 2.2 Seitlich angeschweißtes Kontenblech ($r=30\text{ mm}$)		71 (Tab. 8.4, Detail 4, $1/6 \leq r/l \leq 1/3$)	56 (Tab. 10.5, Detail 4 / 5, <i>$r \leq 150\text{ mm}$</i>)	75,0

AP 2.3 Aufgeschweißte Quersteife		80 (Tab. 8.4, Detail 6 / 8)	80 (Tab. 10.5, Detail 7 / 8)	88 (S355) 100 (S460) siehe P835 [1]
AP 2.4 Kreuzstoß		80 (Tab. 8.4, De- tail 1, $l \leq 50 \text{ mm}$)	71 (Tab. 10.6, De- tail 1, $l \leq 80 \text{ mm}$)	95,7

2.3. Rissmechanismus

An der MPA, TU Darmstadt wurden Schwingversuche an Balkenproben unter 4-Punkt-Biegung durchgeführt, um die Ermüdungsphasen der Rissbildung und Rissentwicklung im Zinküberzug detaillierter zu untersuchen. Hierzu werden versuchsbegleitend mikrostrukturelle Betrachtungen durchgeführt, zum Beispiel durch elektrische Widerstandsmessung.

Die Messtechnik wird an weiteren Standardproben in Schwingversuchen überprüft, siehe **Tabelle 5**.

Tabelle 5 In AP 3 durchgeführte Ermüdungsversuche

AP	Versuchsart	Probe bzw. Probenform	Varianten	Anzahl Versuche	Werkstoff	Oberflächenzustand
3.1	4-Punkt-Biegeproben	SEN (B4) B = 15 mm W = 30 mm	Serie 3.1a: Feuerverzinkung 1	24	S355J2	verzinkt – NTV
			Serie 3.1b: Feuerverzinkung 2	27		verzinkt – HTV
			Serie 3.1c: Reverenz unverzinkt	11		
3.2	Zug-Schwellend	Standardproben und Quersteife nach Tabelle 8.4 (6) nach DIN EN 1993-1-9	B/H = 100 / 250 mm t = 10 mm Verschiedene Feuerverzinkungen B/H = 100 / 150 mm t = 17 / 12 mm	8 und 8 (11 Ref.) 11 und 9 (10 Ref.)	S355J2	verzinkt – NTV & HTV

Bei der Planung der Versuchskörper und der Versuchsaufbauten mussten die brückenbautypischen Dimensionen mit den Kapazitäten und Abmessungen der verfügbaren

Prüfmaschinen in Einklang gebracht werden. Die geplanten Spannungsschwingbreiten im Zugschwellbereich sollten bis $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ gehen. Somit konnte eine komplette Wöhlerlinie hergeleitet und eine optimale Vergleichbarkeit mit den Versuchen an unverzinkten Konstruktionsdetails gewährleistet werden. Unter kontinuierlicher Messung der Belastung, Anzahl der Lastwechsel und Verformung wurden die zyklischen Versuche mit jeweils konstanten Schwingbreiten bis zum Bruch gefahren. Nach dem Versagen erfolgte der Ausbau und die Untersuchung aller Komponenten auf Schäden sowie die Rissentwicklung. Die Auswertung der Kraft-Verschiebungsbeziehung über den Zeitverlauf und die Zyklenzahl lieferte zudem Aufschluss über die Rissinitiierung und die Entwicklung der Schädigung.

Ergänzend wurden gezielte werkstoffanalytische Untersuchungen und numerische Simulationen der geprüften Proben durchgeführt.

Die 4-Punkt-Biegeproben werden in Anlehnung an die SEN B4 Probenform nach ISO 12108 [23] konzipiert, um die mikrostrukturellen Effekte im Zinküberzug bewerten zu können. Diese aus der Bruchmechanik kommende Probenform wird aufgrund der zu untersuchenden Ermüdungsrisse gewählt. Die genaue Entwicklung der Probenform ist in beschrieben.

Ziel der Probengeometrie ist eine Querschnitttaillierung, die den Ort der Rissentstehung lokal eingrenzt, aber gleichzeitig eine milde Kerbe darstellt. Eine mögliche Überlagerung einer Kerbwirkung über die Einflüsse der Feuerverzinkung soll somit vermieden werden. Mithilfe des Berechnungsprogramms Abaqus wird eine Finite-Element-Simulation zur Bewertung der Geometrie durchgeführt. Querschnitttaillierungen, in Form verschiedener Radien, werden an einem 3D-Modell berechnet und der Kerbfaktor sowie der Verlauf der Spannungen ausgewertet. Die Reduzierung der Querschnittshöhe wird auf $\Delta h = 2 \text{ mm}$ festgelegt, **Abbildung 13**.

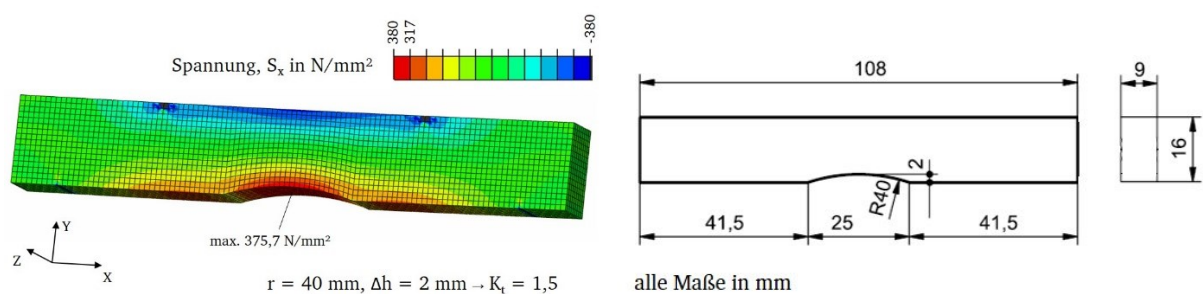


Abbildung 13 Probengeometrie der Ermüdungsversuche unter 4-Punkt-Biegung

Als zusätzliche Messtechnik, neben der Kraft- und Wegmessung der Prüfmaschine, werden eine Mikroskopkamera, ein Extensometer, Temperaturfühler und eine elektrische Widerstandsmessung verwendet. Das Zusammenspiel dieser Messtechnik liefert weitere Erkenntnisse zur Rissbildung und dem Rissfortschritt der Proben.

Die bisherige Betrachtung der Lebensdauerunterschiede in Form der Schwingspielzahlen bis zum Bruch ist unzureichend, um den Mechanismus hinter der schädigenden Wirkung der Feuerverzinkung zu erklären. Der Begriff der Rissbildung umfasst hier neben der Entstehung neuer Risse auch das mögliche Risswachstum vorhandener

Schwindungsrisse und Trennungen im Überzug, ab einer detektierbaren kritischen Risslänge.

Die Temperatur- und Dehnungsmessung an den feuerverzinkten Proben sind geeignet, um die Rissbildung und das Risswachstum im Stahl zu untersuchen. Sie sind nicht sensitiv genug, um auch eine Aussage innerhalb der Feuerverzinkung zu treffen. In [15] sind dazu nähere Erläuterungen gegeben.

Die Verwendung der elektrischen Widerstandsmessung mittels Wechselstrom kann aufgrund der einstellbaren Parameter so eingestellt werden, dass nur eine umlaufende Bestromung stattfindet, die nicht tief in die Probe eintritt. Damit wird die Sensitivität gegen kleine Risse innerhalb der Feuerverzinkung erhöht. An den vergleichenden quasi-statischen Versuchen [15] ist in der Zeitspanne der Rissentwicklung im Überzug ein Anstieg des Potentialverlaufs zu sehen. Die Anwendbarkeit dieser Art der Widerstandsmessung zur Detektion von Rissen in der Feuerverzinkung ist dadurch bestätigt.

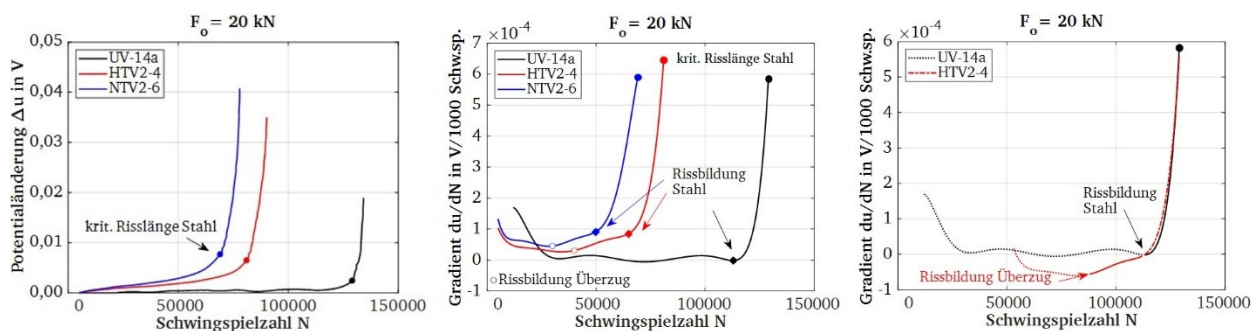


Abbildung 14 Vergleich der unverzinkten und feuerverzinkten Proben am Beispiel je einer Kurve mittels der Auswertung der Potentialänderung (links), des Gradienten (mittig) und zur Veranschaulichung die Kurven in den Zeitpunkt der Rissbildung im Stahl verschoben (rechts) [15]

Die Unterschiede zwischen normal- und hochtemperaturverzinkten gegenüber unverzinkten Proben werden an drei beispielhaften Potentialkurven gezeigt, Abbildung 14 (links). Dargestellt sind jeweils die Mittelwertkurven des Potentialsignals an denen die Veränderungen identifiziert werden können.

Die Betrachtung der Potentialänderung im Vergleich unverzinkter zu feuerverzinkter Proben bestätigt den bisherigen Unterschied aus den Ermüdungsversuchen und ermöglicht darüber hinaus durch die detaillierte Analyse der Messsignale eine differenzierte Auflösung der Ermüdungsphasen, Abbildung 14 (links). Der steile Kurvenanstieg im Potential bis zum Ende der Kurve (Maschinenstopp) liegt bei den feuerverzinkten Proben bei niedrigeren Schwingungszahlen als die unverzinkten Proben. Dabei liegen die NTV-Proben bei niedrigeren Schwingungszahlen als die HTV-Proben. Der Zeitpunkt, zu dem sich der Maschinenweg um einen definierten Wert ändert, kann bei den Proben als kritische Risslänge im Stahl (●) ausgewertet werden. Der anschließende Kurvenbereich beschreibt das stabile Risswachstum im Stahl, welches auch bei den unverzinkten Proben zu sehen ist. Das Prüfsystem beendet den Versuch automatisch beim Erreichen einer kritischen Geschwindigkeit der Nachgiebigkeitsänderung. Aufgrund des schnellen Risswachstums über wenige Schwingenspiele hinweg wird dieser Zeitpunkt als Probenbruch gekennzeichnet. Die erzeugten Potential-Schwingenspielzahl-Diagramme können in Bereiche unterschiedlichen Potentialanstiegs unterteilt

werden. Die feuerverzinkten Proben zeigen schon kurz nach Versuchsbeginn einen Anstieg des Potentials, der kontinuierlich steiler wird und mit dem Maschinenstopp endet. Das Potentialsignal der unverzinkten Proben steigt erst bei höheren Schwingspielen an, zum Zeitpunkt, bei denen die Versuche der feuerverzinkten Proben bereits beendet sind.

Zur Verifikation der ermittelten Schädigungszeitpunkte wurden mithilfe der Werkstoffanalytik angehaltene Versuche bezüglich der Rissbildung und dem Risswachstum untersucht. Die Festlegung der Zeitpunkte erfolgt mithilfe der Gradientenauswertung. Die Bewertung der Potentialänderung in Form des Gradienten du/dN , ermöglicht die Identifikation der charakteristischen Schädigungszeitpunkte, Abbildung 14 (mittig). In Abbildung 14 (rechts) ist die Gradientenkurve am Beispiel der hochtemperaturverzinkten Probe auf die Kurve der unverzinkten Probe verschoben. Die Steigungen sind identisch, wodurch die Zuordnung dieses Bereichs zum Risswachstum im Stahl bestätigt wird und der Zeitpunkt der Rissbildung im Stahl definiert werden kann. Im Vergleich zu den unverzinkten Proben steigt der Gradient bei den feuerverzinkten Proben bereits nach Versuchsstart mit einer flachen Steigung an. Die blaue Kurve (–) zeigt in diesem Beispiel bereits ab etwa 35 000 Schwingspielen einen kontinuierlichen Anstieg des Gradienten. Dieser Zeitpunkt beschreibt den messbaren Beginn der Rissbildung im Überzug (o) und kann durch die Videoaufzeichnungen bestätigt werden. Der Gradient nimmt ab diesem Zeitpunkt stärker zu, bis die Rissbildung im Stahl (●) bei etwa 60 000 Schwingspielen überlagert ist. In der Signalauswertung des Gradienten sind diese Punkte eindeutig identifizierbar. Der Bereich des Potentialsignals zwischen diesen beiden Punkten beschreibt das Risswachstum im Überzug. Hier ist der Potentialanstieg bei den normaltemperaturverzinkten Proben steiler als bei den hochtemperaturverzinkten Proben. Bei ähnlichem zeitlichem Beginn der Rissbildung im Überzug, führt dies zu früherem Versagen des Stahlbauteils.

Über alle durchgeführten Versuche und damit auch unterschiedliche Belastungsniveaus ergibt sich ein einheitliches Bild. Die Phase der Ermüdung vom Zeitpunkt der Rissbildung im Überzug bis zum Zeitpunkt der Rissbildung im Stahl ist bei den HTV-Proben länger als bei den NTV-Proben. Auch die Potentialänderung der Proben spiegelt lastunabhängig den Unterschied der Überzugsdicke wider. Der normaltemperaturverzinkte Überzug hat eine mittlere Dicke von 85 μm über die drei dargestellten Proben. Die hochtemperaturverzinkte Überzugsdicke liegt im Mittel bei 41 μm . Die Differenz der Potentialänderung bis zum Zeitpunkt der Rissbildung im Stahl ist bei der HTV-Probe halb so groß wie bei der NTV-Probe. Zu diesem Zeitpunkt ist das Rissnetzwerk über die gesamte Überzugsdicke gewachsen. Die Differenz des Potentials entspricht in etwa der Differenz der Überzugsdicke, obwohl nicht nur ein einzelner Riss entsteht. Die Zeit der Risswachstumsphase ist bei den mittels NTV hergestellten Überzügen kürzer, die etwa doppelt so dick sind, wie der Überzug der HTV. Die Risswachstumsgeschwindigkeit ist in den Zinküberzügen nicht identisch. Die ζ -Phase der normaltemperaturverzinkten Überzüge, mit in der Schmelze eingebetteten Hartzinkkristallen, könnte ursächlich für ein schnelleres, plötzliches Risswachstum entlang dieser Kristalle sein. Eine Bestätigung dieser Hypothese erfolgte durch ergänzende Mikro-

zugversuche in [15]. Die mittleren Schwingspielzahlen der Zeitpunkte der verschiedenen Risszustände und die Differenz der Schwingspielzahlen für das Risswachstum sind in Form eines Balkendiagramms in Abbildung 15 gegenübergestellt.

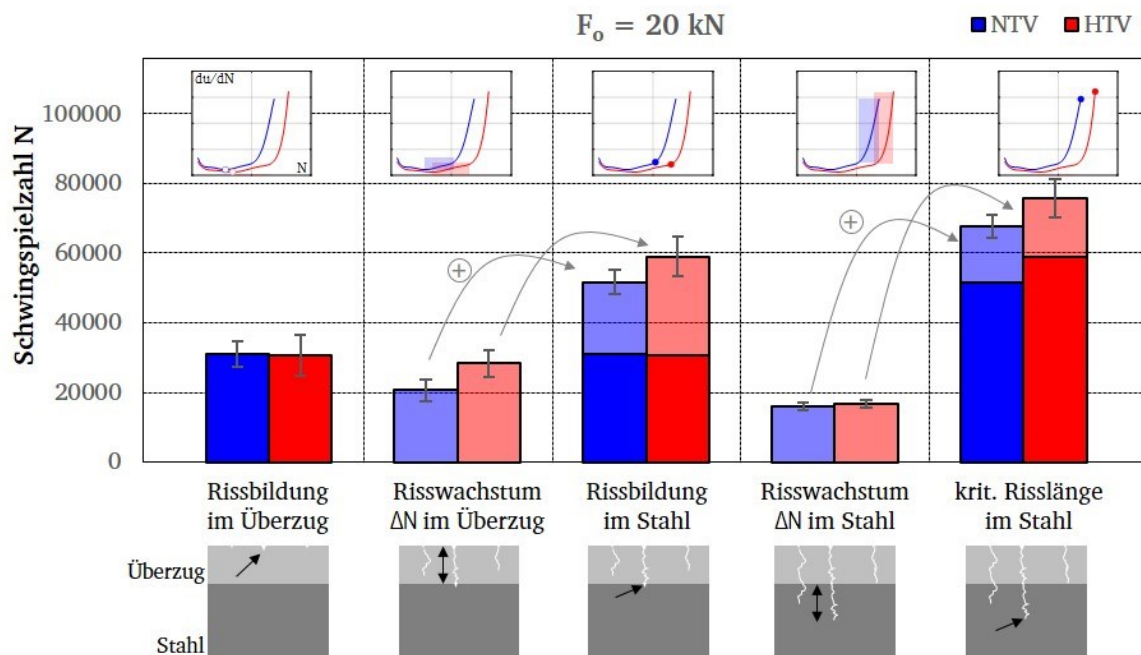


Abbildung 15 Vergleich der Rissbildung und der Dauer der Rissbildung im Überzug der normal- und hochtemperaturverzinkten Proben im Balkendiagramm [15]

Die Zeitpunkte der Rissbildung im Überzug von NTV und HTV liegen in einem Streubereich, Abbildung 15. Die Rissbildung im Stahl liegt bei diesen Feuerverzinkungen im Mittel 10.000 Schwingspiele auseinander. Die Differenz zwischen Rissbildung im Stahl und im Überzug ist Abhängig vom Risswachstum im Überzug. Der Unterschied der Schwingspielzahlen von NTV und HTV zum Zeitpunkt der Rissbildung im Stahl ist damit identisch zum Risswachstum im Überzug (Abbildung 15, 2. Spalte). Da die Risswachstumsgeschwindigkeit im Stahl unabhängig ist vom Überzug, überträgt sich die Differenz auch auf die kritische Risslänge im Stahl, beziehungsweise auf die Lebensdauer der Proben.

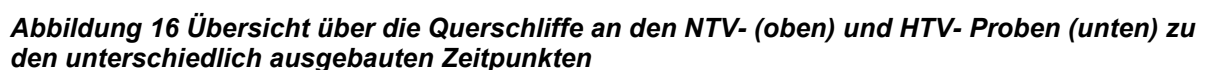
Im Durchschnitt über alle Versuche liegt die Rissbildung im Überzug im Zeitfestigkeitsbereich bei etwa 40 % der Lebensdauer der feuerverzinkten 4-Punkt-Biegeproben.

Zur Überprüfung und Übertragbarkeit der elektrischen Widerstandsmessung wird diese Messmethode auch bei den Versuchen der Flachzugproben aus AP 3.2 angewendet. Es wird die Hypothese bestätigt, dass die Normaltemperaturverzinkung bei höheren Lasten auch zu früheren Anrisszeitpunkten führt, und eine schnellere Rissentwicklung hat.

2.3.1. Analytik

Die bisherigen Ergebnisse gehen aus den Bruchlebensdauern und der nächst kleineren Skalierung in Form von Zustandsänderungen hervor (z.B. elektrische Widerstands-

Durch die Untersuchung beider Ebenen erhält man eine gute Darstellung des Rissnetzwerks. Die angehaltenen Zeitpunkte erweisen sich als passend, um ab der ersten Entwicklung der Risse (Anriss) im Überzug bis hin zum vollständigen Riss im Überzug einen Überblick zu erhalten. Zunächst ist eine Übersicht der Querschliffe in Abbildung 16 (oben) für eine normaltemperaturverzinkte Probe dargestellt. Bereits bei einer Schwingenspielzahl von $N = 30\,000$ bei einer Belastung mit einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 300\text{ N/mm}^2$ sind die Schwindungsrisse in der δ_1 -Phase vergrößert. Sie wachsen mit steigender Schwingenspielzahl in Richtung der ζ -Phase, überwiegend zu vorhandenen Hohlräumen. Die Entwicklung über die weiteren Schwingenspielzahlen zeigt, dass sich zusätzlich Risse in der ζ -Phase bilden können, bis diese dann zusammenlaufen und ein Riss über die gesamte Überzugsdicke entsteht.



Ein Unterschied ist bei den hochtemperaturverzinkten Proben zu sehen, Abbildung 16 (unten). Es sind keine wachsenden Schwindungsrisse wie bei der NTV zu sehen. Es treten hier bereits bei 30 000 Schwingspielen Risse auf, die über die gesamte Überzugsdicke verlaufen. Unabhängig von den Schwindungsrissen bilden sich Rissnetzwerke aus der ζ -Phase ausgehend aus. Bei den HTV-Zinküberzügen ist eine große Abhängigkeit zur Ausgangssituation festzustellen. Dadurch können auch bei niedrigeren Schwingspielzahlen bereits größere Risse im Überzug auftreten. Diese Streuung spiegelt sich auch in der Streuung der mit der elektrischen Widerstandsmessung festgelegten Zeitpunkte für die Anrissbildung im Überzug wider.

2.3.2. Numerische Berechnung

Die weiterführende bruchmechanische Bewertung der mikrostrukturellen Vorgänge dient als Ergänzung zur Analyse der Mikrostruktur. Die Beanspruchungssimulation wird am Beispiel der modifizierten SENB4 Probe unter 4-Punkt-Biegung durchgeführt. Es werden verschiedene Überzugsdicken, Elastizitätsmoduli und Lastniveaus untersucht, die in der Variation über die experimentellen Möglichkeiten hinausgehen.

Die bisherigen Ergebnisse zeigten, dass die Phasen der Ermüdung aufgrund des mittels Feuerverzinkung hergestellten Überzugs verschoben sind. Dabei wurden Unterschiede zwischen der NTV und HTV erfasst, die auch anhand der Beobachtungen zur Mikrostruktur des Überzugs das Rissverhalten (Grenzflächen-/ Durchdringungsriß) und die spröden Phasenanteile als rissinitiierend identifizierten. Der Fokus der rechnerischen Bewertung liegt auf der Unterscheidung zwischen dem Rissfortschritt im Überzug mit Übergang in das Stahlsubstrat oder dem weiteren Risswachstum aus dem Überzug in die Grenzfläche des Bi-Materials.

Mithilfe eines zweidimensionalen, symmetrischen Modells des 4-Punkt-Biegeversuchs wird die Rissentwicklung im Überzug und im Stahlsubstrat ausgewertet, Abbildung 17.

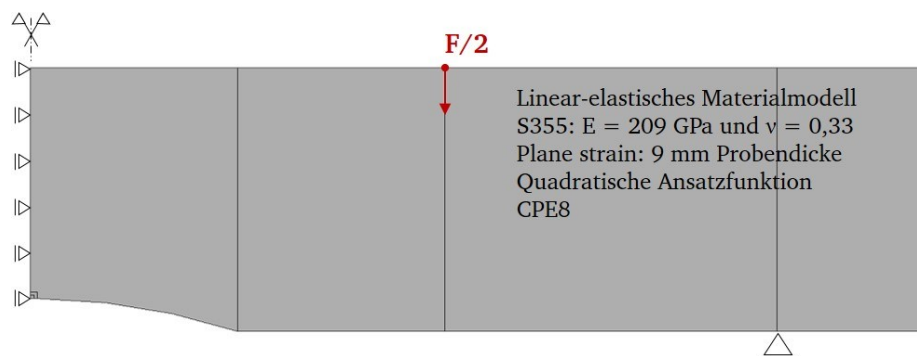


Abbildung 17 Axialsymmetrisches Modell der Probe

Die Symmetrieebene des Halbmodells liegt in der Probenmitte und wird durch ein vertikal verschiebliches Auflager festgehalten. Das vertikale Auflager wird in Form eines weiteren Loslagers abgebildet, das die horizontale Verschiebung ermöglicht. Die Lasteinleitung der Kraft F beziehungsweise die dazu äquivalente Verschiebung u erfolgt punktuell über einen Knoten. Die Geometrieverhältnisse werden analog der experimentell geprüften Proben übernommen. Der Werkstoff S355 wird durch ein linear-elastisches Materialmodell abgebildet. Der Elastizitätsmodul des Stahls wird mit

$E_{St} = 209 \text{ GPa}$ und die Querkontraktionszahl mit $\nu = 0,33$ modelliert. Die Probendicke b kann über die Eingabeoption plane stress/strain mit der Dicke von $t = 9 \text{ mm}$ berücksichtigt werden. Der ebene Verzerrungszustand wird in der Definition der Elemente ausgewählt.

Im Bereich des Überzugs wird die gleiche Elementgröße um die Rissspitze aus der Konvergenzanalyse übernommen, Abbildung 18. Es wird ein linear-elastisches Materialmodell verwendet, dessen Eingangswerte im Rahmen der Grundcharakterisierung der Materialien abgeleitet wurden.

Die Dicke der δ_1 -Phase, in der sich die Schwindungsrisse befinden, liegt bei etwa $10 \mu\text{m}$. Diese Größe wird als Anfangsriszlänge in der Simulation mit $a = 0,01 \text{ mm}$ gewählt. Mithilfe der Konvergenzanalyse wird die Elementkantenlänge bei dieser Riszlänge im Rissbereich auf $e = 0,01 \text{ mm}$ festgelegt. Über den restlichen Probenbereich steigt diese Elementkantenlänge dann auf $e = 1 \text{ mm}$ an.

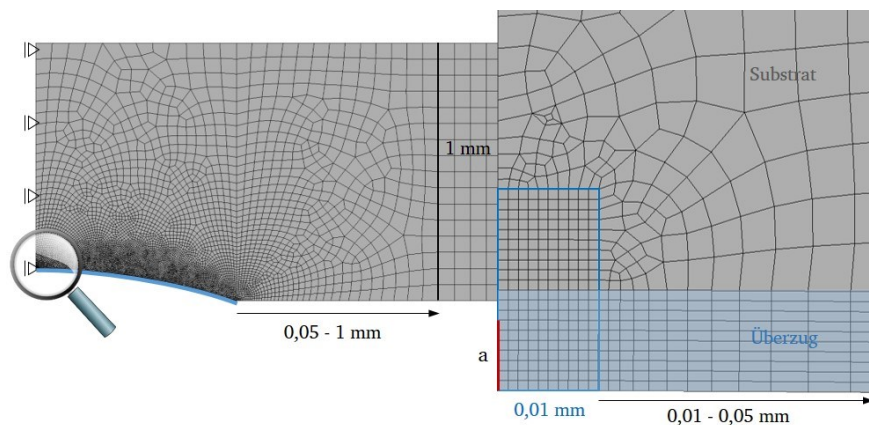


Abbildung 18 Vernetzung der Probe aus dem Stahlgrundwerkstoff

Die untersuchten Modellvariationen sind in Abbildung 19 dargestellt. Zur Vollständigkeit der Untersuchungen werden neben unterschiedlichen Rissverläufen und Risslängen die Belastung und die Überzugsdicke variiert. Die Ergebnisse werden mit den experimentell bestimmten Ergebnissen und den daraus gewonnenen Erkenntnissen verglichen.

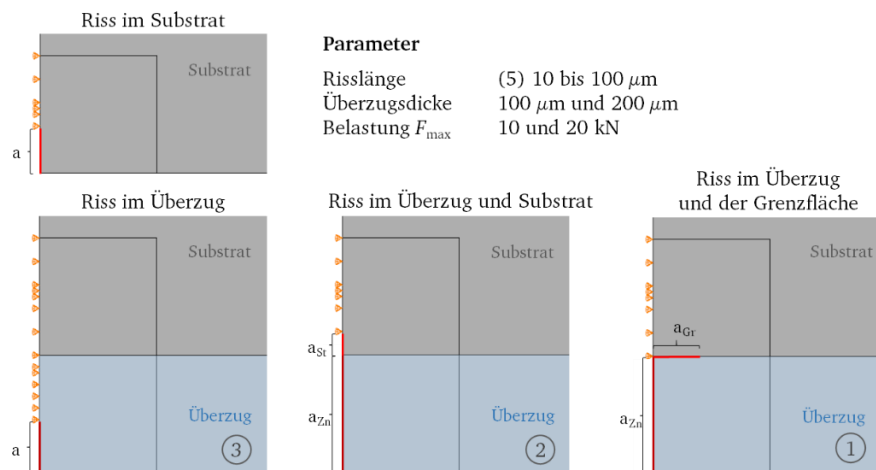


Abbildung 19 Übersicht über die berechneten FE Modelle unterschiedlicher Rissausprägungen



Der weitaus niedrigere Schwellenwert für Risswachstum unter zyklischer Belastung wird bereits durch Risslängen von 100 μm überschritten und führt daher auch zur Rissbildung und zum Mikrorisswachstum im Stahl. Aufgrund der vorhandenen Risse im Zinküberzug und der bereits bei 30 000 Schwingspielen wachsenden Risse im Zinküberzug ist die erste Phase der Ermüdung zur Entwicklung des Mikrorisses im Stahl verkürzt. Dieser wächst unter der zyklischen Belastung weiter und führt zu einem früheren Versagen der Stahlbauteile.

Es wird die Konstruktion von stark querversteiften Stahlquerschnitten für den Einsatz im Brückenbau untersucht. Diese Strukturen, bekannt als "nicht-begehbare Hohlkästen", werden luftdicht verschweißt um den Korrosionsschutz im Inneren zu gewährleisten. Der Korrosionsschutz der Außenseite wird durch eine organische Beschichtung realisiert. Untersuchungen wurden an einem ausgewählten Referenzbauwerk durchgeführt, um die feuerverzinkungsgerechte Ausführung der maßgebenden Details an-

zupassen. Basierend auf diesen Untersuchungen wurde ein Versuchsträger entworfen, um potenzielle Verformungen während des Verzinkungsprozesses zu untersuchen. Mithilfe der durchgeführten Untersuchungen sollten Empfehlungen für die Konstruktion von nicht begehbaren, feuerverzinkten Hohlkästen für den Brückenbau entwickelt werden.

2.4.1. Auswahl eines Referenzbauwerks

Im Rahmen der Voruntersuchung wurden verschiedene Brückenbauwerke mit nicht-begehbaren Hohlkästen analysiert, um ein geeignetes Referenzbauwerk für geplante Arbeiten zu identifizieren. Der Fokus lag dabei auf der Eignung dieser Strukturen für die Feuerverzinkung, basierend auf den Abmessungen der Stahlhohlkästen. Hierbei spielten die Dimensionen der Zinkkessel und die maximale Hublast der Kräne eine entscheidende Rolle.

Die Untersuchungen zeigten, dass die Segmentierung der Hohlkästen eine wirtschaftlich wichtige Maßnahme ist, um das Gewicht pro Segment zu kontrollieren. Dies war von großer Bedeutung, da einige Hohlkästen Tonnagen aufwiesen, die eine Segmentierung in Trägerlängen von unter 9 Metern erfordert hätten, während bei wirtschaftlich sinnvolleren Ergebnissen längere Segmente von über 12,5 Metern erzielt werden konnten. Damit ging eine Tonnage von maximal 800 kg/lfm einher.

Das ausgewählte Referenzbauwerk war eine Brücke zur Überführung einer achtspurigen Autobahn über eine zweispurige innerstädtische Straße mit einer Spannweite von etwa 25 Metern und einer Gesamtbreite von etwa 45 Metern für beide Fahrtrichtungen. Die Brücke wurde als Verbundbrücke geplant, wobei Betonfertigteilplatten als verlorene Schalung für die Betonplatte dienten. Insgesamt wurden 16 Hohlkästen verwendet, die für die Verbundwirkung mit Kopfbolzendübeln versehen wurden. Der Regelquerschnitt eines Hohlkastens ist in Abbildung 21 zu erkennen.

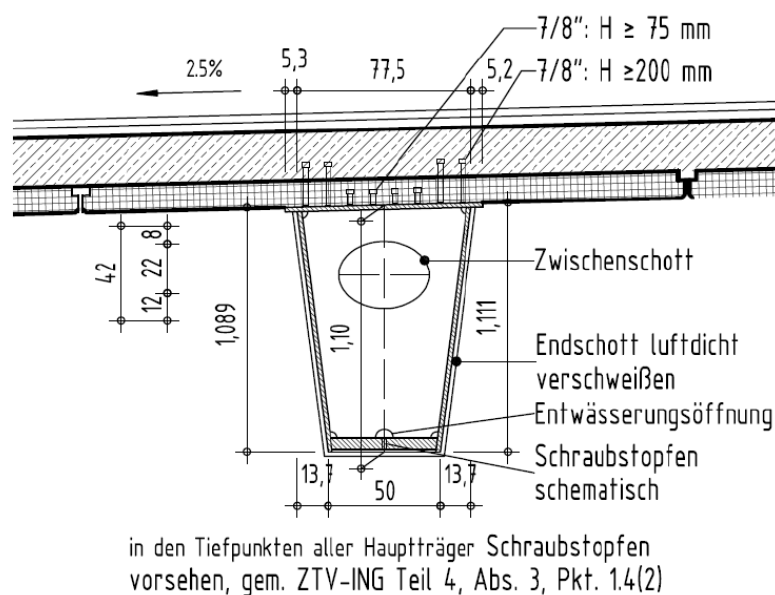


Abbildung 21 Regelquerschnitt des Referenzbauwerks mit Querschott [24]

Die am Referenzbauwerk charakterisierten Details die hinsichtlich ihrer feuerverzinkungsgerechten Gestaltung umgeplant werden mussten, wurden anhand der Vorgaben der DAST-Richtlinie 022 [8] und der DIN EN ISO 14713-2 [26] angepasst. Zusätzliche Hinweise zur Extrapolation der Entlüftungsöffnungen für größere Querschnittsgeometrien waren in [27] zu finden.

Im Folgenden werden die wesentlichen Anpassungen für die feuerverzinkungsge-
rechte Konstruktion erläutert:

Unterschiedliche Materialdicken führen zu unterschiedlichen Ausdehnungen während der Erwärmung, wodurch während des Feuerverzinkens erhöhte Spannungen entstehen können. Nach DASt-Richtlinie 022 [8] sind Blechdickenunterschiede auf ein Verhältnis von 1:5 zu beschränken. Die im Rahmen der Auswahl des Referenzbauwerks untersuchten Querschnitte erfüllten diese Anforderung bereits weitgehend.



Endschotte:

Die Endschotte erfüllt mehrere Funktionen: Neben dem luftdichten Verschließen des Hohlkastens auch die Übertragung von Kräften auf einen Beton-Endquerträger. Während bei einer regulären Ausführung eine luftdichte Verschweißung notwendig ist, wurde für die Feuerverzinkung darauf verzichtet und stattdessen notwendige Öffnungen für Entlüftung und den Durchfluss der Zinkschmelze eingeplant. Um zusätzliche Steifigkeiten zu generieren, wurden die Öffnungen teilweise mit zusätzlichen Versteifungen versehen. Das konstruierte, feuerverzinkungsgerechte Endschnitt ist in Abbildung 22 dargestellt. Aus Gründen der Lesbarkeit wurde auf die Darstellung der Kopfbolzendübel verzichtet.

Querschotte:

Die Querschotte dienen der regelmäßigen Unterteilung des Hohlkastens und tragen zur Torsionssteifigkeit bei. Diese müssen mit notwendigen Öffnungen für Entlüftung und den Durchfluss der Zinkschmelze versehen werden. Aufgrund der üblichen Reihenfolge des Zusammenbaus sind Schweißverbindungen zwischen den Querschotten und dem Obergurt nicht möglich, wodurch es unter Torsionsbeanspruchungen zu Querbiegungen in den Stegen kommen kann. Um diese zu reduzieren, wurden zusätzliche Steifen auf der Außenseite angeordnet. Um zusätzliche Steifigkeiten an den Entlüftungs- und Durchflussöffnungen zu generieren, wurden die Öffnungen teilweise mit zusätzlichen Versteifungen versehen. Das konstruierte, feuerverzinkungsgerechte Querschott ist in Abbildung 23 dargestellt. Aus Gründen der Lesbarkeit wurde auf die Darstellung der Kopfbolzendübel verzichtet.

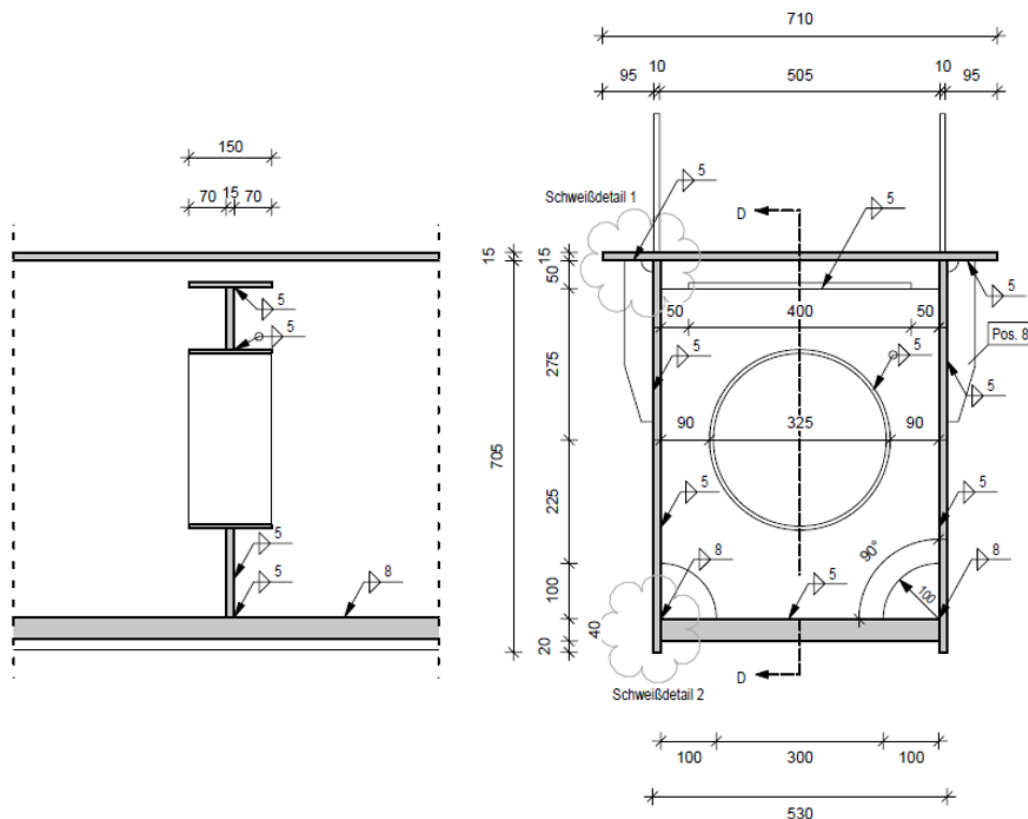


Abbildung 23 Verzinkungsgerechte Konstruktion des Querschottes in Längs- und Querschnitt

Anschlagpunkte:

Die Anschlagpunkte sind für das Eintauchen des Bauteils in die Zinkschmelze und die sichere Montage auf der Baustelle wichtig. Um eine Querbiegung im Obergurt zu vermeiden, wurden jeweils zwei Anschlagpunkte in einer Querachse des Hohlkastens eingeplant, Abbildung 23. Um eine Querbiegung in den Anschlagpunkten zu vermeiden, sollten diese Lotrecht angeschlagen werden.

Ausführung von Schweißnähten:

Vorzugsweise sollten alle Schweißnähte symmetrisch ausgeführt werden, um einen erhöhten Eintrag von Eigenspannungen zu vermeiden. In Fällen in denen eine symmetrische Ausführung nicht möglich ist, sollte ein offenbleibender Spalt zwischen den zu fügenden Blechen vermieden werden. Aus diesem Grund sind in diesen Fällen Vollanschlüsse auszuführen. Da der Obergurt im Regelfall das letzte angebrachte Bauteil des Hohlkastens ist, sind solche Nähte am Übergang zwischen den Stegen, und dem Obergurt vorzusehen, Abbildung 24 links.

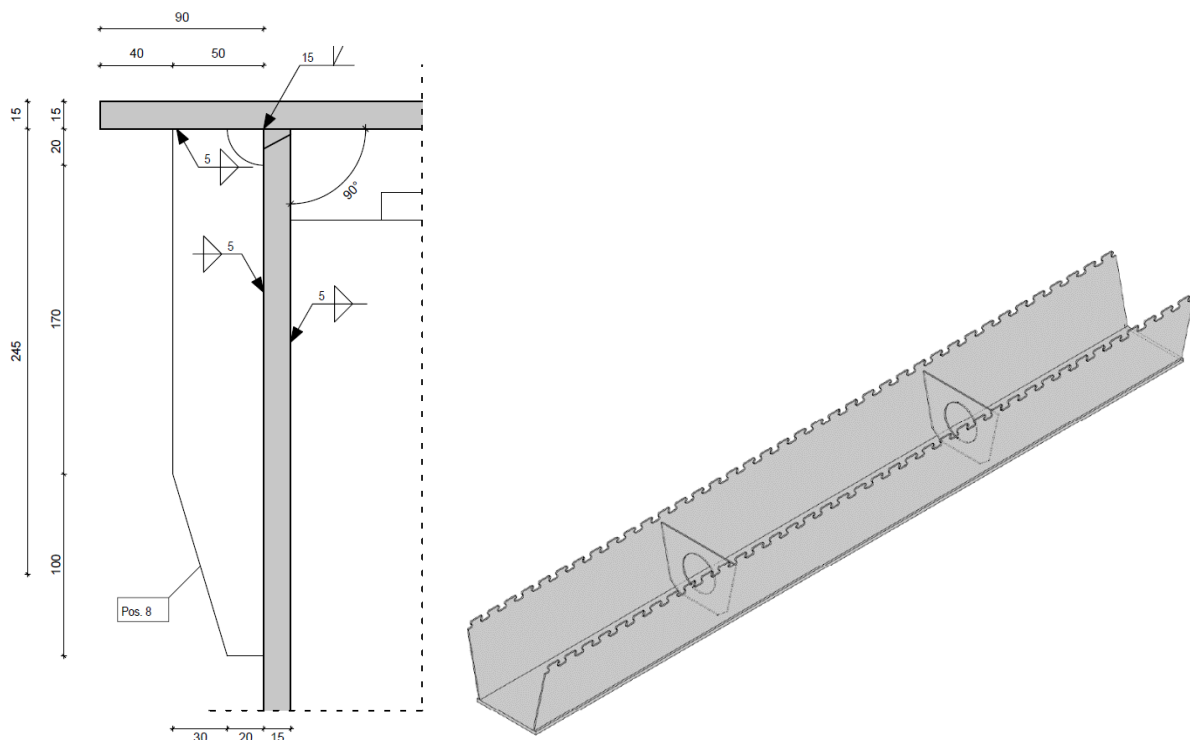


Abbildung 24 Schweißdetail der oberen Halsnaht im Querschnitt (links), Segment eines offenen Hohlkastenträgers mit Verbunddübelleiste [24] (rechts)

Möglicher Verzicht auf den Obergurt:

Da die Feuerverzinkung einen gleichwertigen Korrosionsschutz auf der Innenseite und der Außenseite anbietet, und ein luftdichtes Verschweißen damit nicht notwendig ist, könnte auf einen Obergurt verzichtet werden. Dadurch würden sich reduzierte Tonnagen der Stahlquerschnitte, sowie deutlich geringere Anforderungen an die Entlüftungs- und Durchflussöffnungen ergeben. Allerdings hätte dies Auswirkungen auf die Ausbildung des Verbundes zwischen Stahlträger und der Betonplatte, bspw. mit einer Verbunddübelleiste, Abbildung 24 rechts.

Alle genannten Detailpunkte müssen im Rahmen der Konstruktion eines nicht-begeharen, feuerverzinkten Hohlkastens betrachtet werden müssen.

2.4.3. Herstellung des Versuchskörpers und Voruntersuchungen

An der feuerverzinkten Konstruktion sollte auch das Entstehen von Rissen durch die Erwärmung an der stark querversteiften Geometrie überprüft werden. Um die maßgebenden Stellen für diese Untersuchung auf Risse im Vorfeld lokalisieren zu können, wurden numerische Untersuchungen des Erwärmungsverhaltens des Trägers durchgeführt. Zusätzlich sollte mithilfe der numerischen Simulation überprüft werden, welchen Einfluss verschiedene Parameter der Verzinkung (bspw. Eintauchgeschwindigkeit und Eintauchwinkel) auf das Erwärmungsverhalten und die daraus resultierenden Spannungen im Bauteil haben.

Die Untersuchungen bestätigten die Vorgaben und Empfehlungen nach DAST-RiLi 022 [8] an die Verzinkungsparameter. Hiernach empfiehlt sich ein möglichst schnelles und steiles Eintauchen des Bauteils in die Zinkschmelze, um die aus der Erwärmung resultierenden Spannungen möglichst gering zu halten. Die größten Spannungen konnten an den Übergängen zwischen den Schotten mit dem Untergurt festgestellt werden, sowie am Ende der Schweißnaht zwischen Stegen und Untergurt. Die beiden maßgebenden Punkte im Bereich des Endschotts sind in Abbildung 25 zu erkennen.

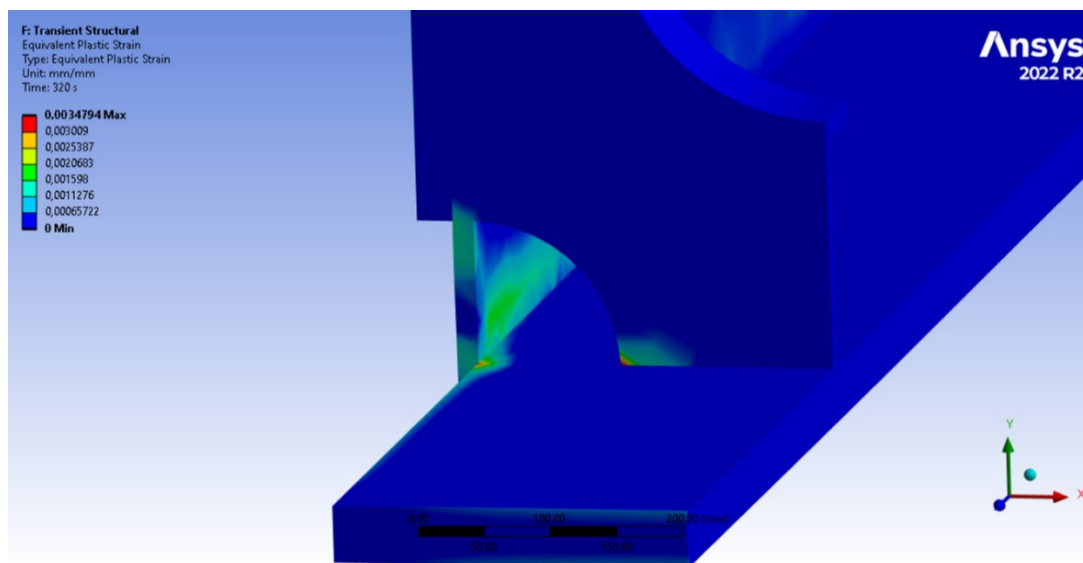


Abbildung 25 Spannungsspitzen im Bereich des Endschotts

Die Bleche für den Versuchskörper wurden vor der Herstellung gestrahlt, um die oberflächliche Walzhaut zu entfernen. Anschließend wurde der Versuchskörper hergestellt. Hierfür wurden zuerst die Stege und Schotte mit dem Untergurt verschweißt, Abbildung 26. Anschließend wurde der Obergurt aufgesetzt, und die Anschlagmittel und außen liegenden Steifen angebracht. Alle Schweißnähte wurden nach den hohen Qualitätsanforderungen des Brückenbaus hergestellt. Das beteiligte Fertigungsunternehmen wies viel Erfahrung in diesem Bereich auf.



Abbildung 26 Zusammenbau des Untergurtes mit den Schotten und einem Steg (Quelle: J.J. Brühl Stahlbau GmbH & Co.KG)

Um den Ausgangszustand des Versuchskörpers zu dokumentieren, wurde dieser vor der Feuerverzinkung exakt vermessen. Ziel war es die genauen Dimensionen des Versuchskörpers aufzunehmen, um mögliche Änderungen der Geometrie nach dem Feuerverzinken erfassen zu können. Zusätzlich wurde an den zuvor per numerischer Simulation identifizierten maßgebenden Stellen eine Überprüfung auf mögliche Risse durchgeführt. Sämtliche vermessene globale und lokale Imperfektionen lagen innerhalb der Grenzwerte. Hinsichtlich der globalen Imperfektionen wurde planmäßig eine Überhöhung des Versuchsträger hergestellt, um zu überprüfen, ob diese auch nach dem Feuerverzinken erhalten blieb. An den auf Risse untersuchten Stellen wurden keinerlei Anzeichen auf vorhandene Schädigungen entdeckt.

Die Feuerverzinkung des Versuchsträgers wurde hinsichtlich der Entstehung von möglichen Eigenspannungen und Verformungen unter möglichst ungünstigen Randbedingungen durchgeführt. Dadurch wurde sichergestellt, dass die Ergebnisse auch unter in der Praxis üblichen Bedingungen, reproduzierbar waren. So wurden eine sehr langsame Eintauchgeschwindigkeit und ein möglichst flacher Eintauchwinkel gewählt. Üblicherweise werden Bauteile dieser Geometrie schneller und unter einem steilen Eintauchwinkel in das Zinkbad eingebracht. Im Anschluss an das Feuerverzinken kühlte der Versuchsträger an der Umgebungsluft ab, und wurde nicht schlagartig abgekühlt. In Abbildung 27 ist der Versuchsträger beim Herausziehen aus dem Zinkbad zu erkennen.

Im Anschluss an die Feuerverzinkung wurde der Versuchsträger ein weiteres Mal hinsichtlich seiner Geometrie und möglicher Risse untersucht. Für die Beurteilung möglicher Verformungen wurde - wie auch vor der Feuerverzinkung - die Geometrie aufgenommen. Dabei zeigten sich weder bei den globalen, als auch bei den lokalen Imperfektionen relevante Abweichungen. Ein Vergleich der globalen Imperfektionen vor und nach dem Feuerverzinken ist in Abbildung 28 erkennbar. Hier ist auch erkennbar, dass der zuvor hergestellte Stich erhalten blieb. Ebenso fanden sich an den maßgebenden

Stellen keine Risse im Grundmaterial. Zusätzlich wurde noch das Verzinkungsergebnis begutachtet. Insbesondere im Inneren des Versuchskörpers sollte damit überprüft werden, ob die Anordnung von Öffnungen und Steifen eine ausreichende war. Es fanden sich lokale Ansammlungen von Zinkasche, welche allerdings keine Einschränkung des Korrosionsschutzes darstellen. Durch die gewählten Randbedingungen der Verzinkung, wurde die Bildung von Zinkasche und die Anhaftung an den Innenseiten allerdings begünstigt. Durch Anpassungen dieser Parameter auf die in der Praxis üblichen Randbedingungen, kann eine Bildung und Anhaftung reduziert werden (siehe 2.4.4. „Hinweise für die baupraktische Umsetzung“).



Abbildung 27 Versuchsträger im Moment des Herausziehens aus dem Zinkkessel

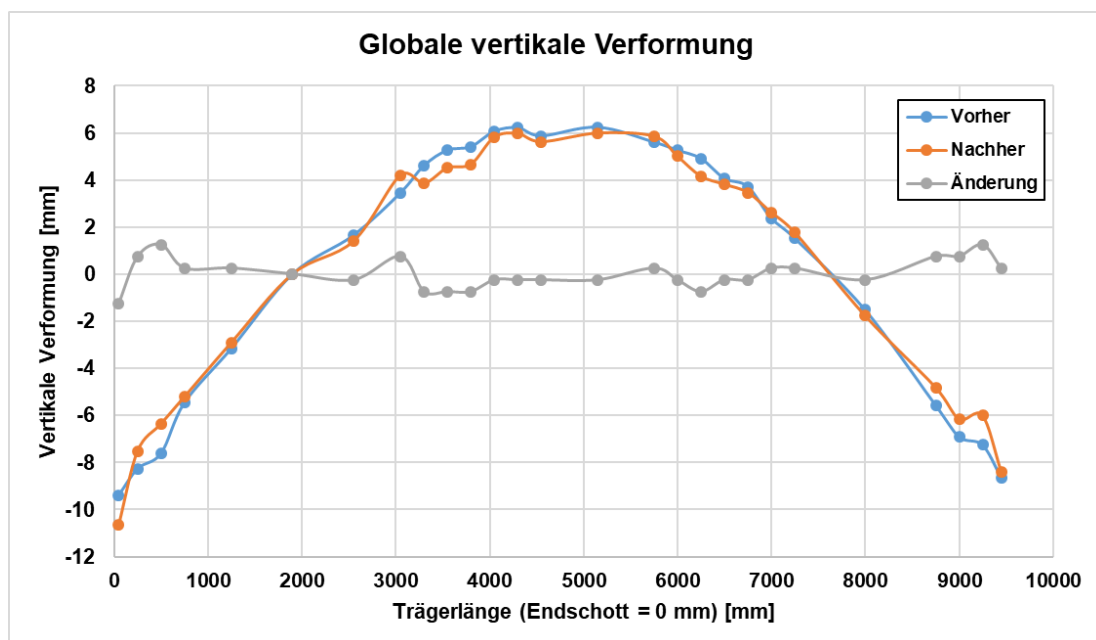


Abbildung 28 Änderung der globalen vertikalen Verformung nach der Feuerverzinkung

Trotz der ungünstig gewählten Randbedingungen konnte der konstruierte Hohlkasten erfolgreich feuerverzinkt werden. Es entstanden keine Risse und es blieben keine Verformungen zurück. Ebenso konnte ein gutes Verzinkungsergebnis auf den Innenseiten erzielt werden.

2.4.4. Hinweise für die baupraktische Umsetzung

Abschließend lassen sich die folgenden Aspekte für die Ausführung von nicht begehbaren, feuerverzinkten Hohlkästen für den Einsatz im Brückenbau zusammenfassen:

- Für eine sichere Verzinkung sind ausreichend Entlüftungs- und Durchlauföffnungen vorzusehen. Insbesondere in den Eckbereichen sind ausreichende Öffnungen einzuplanen, um eine vermehrte Ansammlung von Zinkasche und den Einschluss von Luftblasen zu vermeiden.
- Bei dichtgeschweißten Hohlkästen ist der Spalt zwischen dem Querschott und dem Deckblech auf ein maximales Maß von 2 mm begrenzt. Dieses muss bei feuerverzinkten Konstruktionen aufgrund der erforderlichen Entlüftungs- und Durchlauföffnungen vergrößert werden. Falls die dadurch vergrößerte Querbiegung zu groß wird, müssen Maßnahmen ergriffen werden um lokal die Steifigkeit zu erhöhen. Exemplarisch wurden bei dem konstruierten Querschnitt lokale Steifen vorgesehen.
- Aufgrund der Größe der Entlüftungs- und Durchlauföffnungen kann die Steifigkeit der End- und Querschotte vermindert sein. Sofern diese nicht ausreicht, kann diese mithilfe von Saumblechen und Ringsteifen erhöht werden.
- Die Anforderung hinsichtlich der Entlüftungs- und Durchlauföffnungen kann deutlich verringert werden, sofern auf den Obergurt des Hohlkastens verzichtet wird. In diesem Fall muss allerdings die Änderung bei der Verbundsicherung berücksichtigt werden. Eine Ausführung der Verbundsicherung mit einer Verbunddübelleiste wäre denkbar. Dies wurde bereits in [28] im Rahmen eines Großteilversuchs untersucht und erprobt.
- Um die auftretenden Eigenspannungen aus der Erwärmung in der Zinkschmelze gering zu halten, sollte alle Schweißnähte einen erhöhten Abstand zu brenngeschnittenen Kanten einhalten. Nach Möglichkeit sollten alle Schweißnähte symmetrisch konstruiert und ausgeführt werden. Insbesondere bei der Fügung unterschiedlicher Blechdicken ist dies zu berücksichtigen. Das Verhältnis der unterschiedlichen Blechdicken ist zu begrenzen.
- Sofern aus der Abfolge des Verschweißens des Trägers keine symmetrischen Schweißnähte möglich sind, sollten auch alle möglichen Fugen zwischen zwei Blechen mittels einer Schweißnaht verschlossen werden. Alternativ ist die Ausführung von Vollanschlüssen möglich.
- Bei der Konstruktion der Anschlagpunkte sollten unplanmäßige Biegungen der Bleche vermieden werden. Werden diese direkt über den Stegen angebracht, entstehen in den Gurten des Hohlkastens keine Querbiegungen. Auch im ange-

schlagenen Zustand sollte keine Querbiegung in den Anschlagpunkten entstehen. Hierzu ist eine Absprache mit dem ausführenden Feuerverzinkungsbetrieb notwendig.

Der anhand des Referenzbauwerks konstruierte Hohlkastenträger wurde für einen Großteil-Verzinkungsversuch hergestellt. Mithilfe des Verzinkungsversuchs sollte überprüft werden, ob unzulässige Verformungen des Trägers oder Risse im Material auftreten, die eine Einschränkung der feuerverzinkungsgerechten Konstruktion bedeuten könnten. Die Ergebnisse des Großteil-Verzinkungsversuchs zeigten keine unzulässigen Verformungen oder Risse im Material. Damit ist bei Einhaltung der oben genannten Vorgaben damit zu rechnen, dass kein erhöhter Aufwand der Qualitätssicherung notwendig ist.

Abschließend konnten aus dem Verzinkungsergebnis noch Hinweise für den Verzinkungsprozess gegeben werden. Um übermäßige Ansammlungen von Zinkasche im Inneren zu vermeiden, ist es ratsam das Bauteil möglichst steil und schnell in die Zinkschmelze einzutauchen und herauszuziehen. Dies deckt sich auch mit den Hinweisen der DAST-Richtlinie 022 [8]. Gleichzeitig führt eine leichte Neigung im angeschlagenen Zustand in Querrichtung dazu, dass auch unterhalb möglicher Saumbleche übermäßige Ansammlungen von Zinkasche vermieden werden können. Grundsätzlich geht oberflächlich anhaftende Zinkasche aber nicht mit einem verminderten Korrosionsschutz einher.

Mithilfe der genannten Aspekte sollte die Grundlage für eine sichere Anwendung von feuerverzinkten Hohlkästen für den Einsatz im Verbundbrückenbau gelegt sein.

2.3.3. Zusammenfassung

Zur Charakterisierung der Probekörper und Feuerverzinkungen wurden Schliffbilder mikroskopisch untersucht und die vorhandenen Risse charakterisiert. Dazu wurden verschiedene durch Feuerverzinkung hergestellte Zinküberzüge untersucht und auch Schliffbilder aus vorangegangenen Forschungsprojekten zur Auswertung hinzugezogen. Die Härteprüfung im Mikro- und Nanobereich ermöglichte eine Bewertung der Härte und des Eindringmoduls für die verschiedenen Phasen der Zinküberzüge.

Die zyklischen Versuche umfassten vier feuerverzinkte Kerbdetails mit Kerbfällen ≤ 80 mit hoher Relevanz für den Brückenbau. Die Untersuchungen in feuerverzinkter Ausführung im Rahmen dieses Forschungsvorhabens hielten die unverzinkten Referenzkerbfälle der neuen prEN 1993-1-9 [18] allesamt ein. Eine Abminderung der untersuchten Kerbfälle aufgrund der Feuerverzinkung ist demnach nicht erforderlich.

Schwingversuche an Proben unter 4-Punkt-Biegung hatten das Ziel, die Rissbildung und das Risswachstum detaillierter zu betrachten. Die Lebensdauerreduzierung kann durch die Messung des elektrischen Widerstands differenziert werden. Obwohl die ertragbaren Schwingspielzahlen bis zum Bruch zwischen den NTV- und HTV-Proben abweichen, sind die Zeitpunkte der Rissbildung im Überzug annähernd gleich. Im Mittel bei etwa 40 % der Lebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich. Der Hauptunterschied zwischen den zwei Feuerverzinkungsvarianten ist das schnellere Risswachstum im

Überzug einer Normaltemperaturverzinkung. Die Phase der Ermüdung ist stärker verkürzt, obwohl der Überzug mindestens doppelt so dick ist im Vergleich zu einem Überzug der Hochtemperaturverzinkung.

Der anhand des Referenzbauwerks konstruierte Hohlkastenträger wurde für einen Großteil-Verzinkungsversuch hergestellt. Mithilfe des Verzinkungsversuchs sollte überprüft werden, ob unzulässige Verformungen des Trägers oder Risse im Material auftreten, die eine Einschränkung der feuerverzinkungsgerechten Konstruktion bedeuten könnten. Die Ergebnisse des Großteil-Verzinkungsversuchs zeigten keine unzulässigen Verformungen oder Risse im Material. Bei Einhaltung der beschriebenen Konstruktionshinweise ist davon auszugehen, dass kein erhöhter Aufwand der Qualitätssicherung notwendig ist. Im Gegenteil, die Feuerverzinkung wurde - entgegen der normalen Praxis - mit extrem langsamer Eintauchgeschwindigkeit durchgeführt um den theoretisch anzunehmenden ungünstigsten Fall für die Erwärmung abzubilden und hinsichtlich der auftretenden Eigenspannungen auf der sicheren Seite liegende Ergebnisse zu erzeugen.

Abschließend konnten aus dem Verzinkungsergebnis noch Hinweise für den Verzinkungsprozess gegeben werden. Um übermäßige Ansammlungen von Zinkasche im Inneren zu vermeiden, ist es ratsam das Bauteil möglichst steil und schnell in die Zinkschmelze einzutauchen und herauszuziehen. Dies deckt sich auch mit den Hinweisen der DAST-Richtlinie 022 [18]. Gleichzeitig führt eine leichte Neigung im angeschlagenen Zustand in Querrichtung dazu, dass auch unterhalb möglicher Saumbleche übermäßige Ansammlungen von Zinkasche vermieden werden können. Grundsätzlich geht oberflächlich anhaftende Zinkasche aber nicht mit einem verminderten Korrosionsschutz einher.

Literatur

- [1] *D. Ungermann, M. Oechsner, S. Friedrich: FOSTA P835 - Feuerverzinken im Stahl- und Verbundbrückenbau – IGF 351ZBG (2014).*
- [2] Nachhaltigkeitsberechnung von feuerverzinkten Stahlbrücken. *In: Bundesanstalt für Straßenwesen (2015), Heft 112.*
- [3] *bast: Brücken an Bundesfernstraßen, Brückenstatistik. Bundesanstalt für Straßenwesen, 2018, https://www.bast.de/BAST_2017/DE/Statistik/Bruecken/Brueckenstatistik.html.*
- [4] EN 1993-1-9: Eurocode 3: Ausgabe Dezember 2010.
- [5] *M. Collette: Neue Entwicklungen bei Brücken mit Hohlkästen, BAST-Fachgespräch Stahlbrückenbau,, Bergisch Gladbach, 2017.*
- [6] *PSP Ingenieure: Regelquerschnitt der Stahlverbundbrücke zur Überführung der AS Niehl im Zuge der A1. PSP Ingenieure, Dortmund.*
- [7] *China-Magnets-Source-Material: Elektromagnetische Akustische Wandler (EMAT) – Foto Funktionsweise, 2019, <http://www.china-magnets-source-material.com/german/proshow/EMAT-magnet.html>.*
- [8] Feuerverzinken von tragenden Stahlbauteilen. Ausgabe Juni 2016.
- [9] 1090-2: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken. EN ISO, Ausgabe September 2018.
- [10] *D. Ungermann, M. Oechsner, S. Friedrich: GV-Verbindungen an feuerverzinkten Stahl- und Verbundbrücken – IGF 19444.*
- [11] *Schulz, W.-D.; Thiele, M.: Feuerverzinken von Stückgut – Werkstoffe - Technologien - Schichtbildung - Eigenschaften - Fehler; mit ... 25 Tabellen, Hanser eLibrary, Leuze; Carl Hanser Verlag, Bad Saulgau, 2012.*
- [12] Korrosion und Korrosionsschutz. Wiley-VCH, Weinheim, 2009.
- [13] *Ungermann, D.; Rademacher, D.; Oechsner, M. et al.: FOSTA P835 - Feuerverzinken im Stahl und Verbundbrückenbau – IGF-Nr. 351 ZBG. FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf Ausgabe 2014.*
- [14] *Ungermann, D.; Grote, J.; Oechsner, M. et al.: Geschraubte, gleitfest vorgespannte Verbindungen an feuerverzinkten Brückenbauteilen unter zyklischen Beanspruchungen – GAV-Bericht Nr. 172 - AiF-IGF Forschungsprojekt IGF 19444 BG. Gemeinschaftsausschuss Verzinken e.V., 2021.*
- [15] *Kraemer, A.-K.: Untersuchungen zu den Auswirkungen einer Feuerverzinkung auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus Stahl, TU Darmstadt, 2023.*
- [16] *G. Sedlacek, A. Hobbacher, A. Nussbaumer, C. Müller, J. Stötzel, D. Schäfer: Commentary to Eurocode 3 – EN 1993 - Part 1-9 - Fatigue. In: JRC Scientific and Technical Reports (2007).*
- [17] *K. Block, K.D.: Die Ermüdungsfestigkeit kostengünstig und zuverlässig ermitteln. In: Materialprüfung (1998), Heft 40, S. 73-77.*
- [18] prEN 1993-1-9: Eurocode 3: Ausgabe 2023.
- [19] *Drebenstedt, K.; Kuhlmann, U.; Bartsch, H. et al.: Neubewertung des Kerbfallkatalogs nach DIN EN 1993-1-9. In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2021 – Brücken, Neue Eurocode-Generation. Wilhelm Ernst & Sohn, Wiley Online Library 23. Jahrgang. Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin, 2021, S. 367-434.*

- [20] DIN EN 1993-1-9:2023-03, Eurocode_3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche und Englische Fassung prEN 1993-1-9:2023.
- [21] DIN 50125:2022-08, Prüfung metallischer Werkstoffe_ - Zugproben.
- [22] DIN EN 1993-1-9:2010-12 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009. DIN EN, Ausgabe Dezember 2010.
- [23] 12108: Metallic materials - Fatigue testing. Ausgabe Juli 2018.
- [24] *D. Ungermann, M.F.*: FOSTA P1042 - Ermüdungsfestigkeit feuerverzinkter Verbunddübelleisten im Verbundbrückenbau – IGF 18624 (2015 - 2019).
- [25] *A. Umov*: Verzinkungsgerechte Konstruktion und Ausführung einer Hohlkastenbrücke mit kleiner bis mittlerer Spannweite, Technische Universität Dortmund, Masterthesis, 2021.
- [26] 14713-2: Zinküberzüge - Leitfäden und Empfehlungen zum Schutz von Eisen- und Stahlkonstruktionen vor Korrosion. EN ISO, Ausgabe April 2019.
- [27] *Feldmann, M.; Schäfer, D.*: Zur erforderlichen Größe von Zinkdurchlauföffnungen feuerverzinkter Hohlprofilkonstruktionen. *In: Stahlbau* 80 (2011), Heft 4, S. 268-281.
- [28] *Mensinger, M.; Oberhaidinger, F.; Fischer, O.e.a.*: Verzinkungsgerechte Konstruktion integraler Rahmenbrücken mit mittlerer Spannweite mit fertigungsge- rechtem Fügen durch Hochleistungs-Vergussmörtel – IGF 20312. *In: Gemein- schaftsausschuss Verzinken e.V.* (2023).