

Martin Mensinger, Maria-Mirabela Firan

Technische Universität München, Lehrstuhl für Metallbau

Jochen Zehfuß, Justus Frenz

Technische Universität Braunschweig, Institut für Baustoffe, Massivbau und Brandschutz (iBMB)

Markus Feldmann, Ronny Kühne, Jonas Nonn

RWTH Aachen Universität, Institut für Stahlbau und Lehrstuhl für Stahlbau und Leichtmetallbau

Feuerwiderstand von feuerverzinkten Verbundträgern aus höher- und hochfesten Baustählen

Bericht Nr. 178

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 21536 N.

Kurzzusammenfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden der Feuerwiderstand von feuerverzinkten Verbundträgern aus höher- und hochfesten Baustählen sowie das Erwärmungsverhalten von Anschlussdetails im Brandfall untersucht. Auf Basis der Forschungsergebnisse sollen dafür Angaben und anwenderfreundliche Bemessungsregeln für den Brandfall entwickelt werden.

Um das Tragverhalten von hochfesten, thermomechanisch gewalzten Feinkornbaustählen unter Brandbeanspruchung beurteilen zu können, ist es erforderlich, die thermischen und thermomechanischen Werkstoffeigenschaften näher zu betrachten und zu bestimmen. Dabei wurden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften der Stahlsorten S460M und S690QL untersucht, da die in DIN EN 1993-1-2 formulierten Eigenschaften nicht direkt auf diese Stähle übertragbar sind. An diesen Stählen wurden daher sowohl stationäre als auch instationäre Zugversuche durchgeführt.

Die DAST-Richtlinie 022 gilt derzeit nur für Stahlfestigkeitsklassen bis S500 nach DIN EN 10025-1 bis DIN EN 10025-4 sowie für vergleichbare Stähle nach DIN EN 10210 und DIN EN 10219. Eine Erweiterung der Regeln auf S690 in den Lieferzuständen Q/QL war Gegenstand von Untersuchungen, allerdings mit Beschränkung auf die Konstruktionen und Details dieses Projektes. Dazu wurden zunächst die ertragbaren plastischen Dehnungen für S355J2, S460M und S690QL mit der LNT-Probenform nach DAST-Richtlinie 022 für zwei verschiedene Dehnraten in stationären und mobilen LNT-Belastungseinrichtungen durchgeführt. Großmaßstäbliche Verzinkungsversuche wurden durchgeführt, um Verformungen und Temperaturen während des Verzinkungsprozesses zu messen. Zusätzlich wurden Detailklassen und Dehnungsanforderungen für die Stahlsorten S460M und S690QL mit Finite Elemente Methoden (FEM) analysiert und Simulationen zur Flüssigmetallversprödung (LME) durchgeführt.

Zur Untersuchung des Verhaltens von feuerverzinkten Verbundträgern unter thermischer und mechanischer Beanspruchung wurden drei Großbrandversuche durchgeführt. Die Versuche wurden mit unterschiedlichen Trägergeometrien und -höhen aus den Stahlsorten S460M und S690QL, Stahlkategorie B nach DIN EN ISO 14713-2 ausgeführt. Im Hinblick auf eine effizientere Bauhöhe und ein besseres Erwärmungsverhalten im Brandfall wurden einfachsymmetrische Träger mit minimierten Obergurtdicken und kompakten Untergurten dimensioniert. Mit den Versuchsdaten wurden Finite-Elemente-Modelle (FE-Modelle) für Verbundträger validiert und in weiteren Parameterstudien verschiedene Aspekte wie Geometrie, Verdübelungsgrad und Trägerlänge untersucht. Die Ergebnisse werden dazu beitragen, den erforderlichen Mindestverdübelungsgrad im Brandfall für feuerverzinkte Verbundträger zu bestimmen und eine mögliche einfach-symmetrische Ausbildung des Stahlprofils zu definieren.

In weiteren Versuchen wurde das Temperaturverhalten von Anschlüssen zwischen mit reaktiven Brandschutzsystemen geschützten und feuerverzinkten Trägern im Brandfall untersucht. Das Erwärmungsverhalten im Anschlussdetail bei unterschiedlichen Trägerhöhen und Anschlusskonfigurationen wurde mit Hilfe von Versuchen und FE-Simulationen untersucht. Ziel davon war die Entwicklung einer anwenderfreundlichen analytischen Lösung zur Bestimmung der Temperatur im Anschlussdetail.

Abstract

As part of the research project, the fire resistance of hot-dip galvanised composite beams made of higher-strength and high-strength structural steels and the heating behaviour of connection details in the case of fire were investigated. Based on the research results, information and user-friendly design rules are to be developed for the case of fire.

In order to be able to assess the load-bearing behaviour of high-strength, thermomechanically rolled fine-grained structural steels under fire exposure, it is necessary to examine and determine the thermal and thermomechanical material properties in more detail. The temperature-dependent material properties of the steel grades S460M and S690QL were analysed, as the properties formulated in DIN EN 1993-1-2 cannot be directly transferred to these steels. Both steady-state and transient tensile tests were therefore carried out on these steels.

The DASt guideline 022 currently only applies to steel strengths up to S500 according to DIN EN 10025-1 to DIN EN 10025-4, as well as for similar steels according to DIN EN 10210-1 and DIN EN 10219-1. An extension of the rules to S690 in the delivery states Q/QL was the subject of investigations, however, limited to the designs and details of this project. To this end, the tolerable plastic strains for S355J2, S460M and S690QL were initially determined using the LNT specimen mould in accordance with DASt guideline 022 for two different strain rates in stationary and mobile LNT loading facilities. Large-scale galvanising tests were carried out to measure deformations and temperatures during the galvanising process. In addition, detail classes and strain requirements for the steel grades S460M and S690QL were analysed using finite element methods (FEM) and simulations of liquid metal embrittlement (LME) were carried out.

Three large-scale fire tests were carried out to investigate the behaviour of hot-dip galvanized composite beams under thermal and mechanical stress. The tests were carried out with different beam geometries and heights using steel grades S460M and S690QL, steel category B according to DIN EN ISO 14713-2. Single-symmetrical beams with minimised top flange thicknesses and compact bottom flanges were dimensioned with a focus on a more efficient overall height and better heating behaviour in the case of fire. The test data was used to validate finite element models (FE models) for composite beams and various aspects such as geometry, degree of stud shear connections and beam length were investigated in further parameter studies. The results will help to determine the required minimum degree of stud shear connections in the event of fire for hot-dip galvanized composite beams and to define a possible single-symmetrical design of the steel profile.

In further tests, the temperature behaviour of connections between beams protected with reactive fire protection systems and hot-dip galvanized beams in the event of fire was investigated. The heating behaviour in the connection detail with different beam heights and connection configurations was investigated with the help of tests and FE simulations. The aim was to develop a user-friendly analytical solution for determining the temperature in the connection detail.

1 Einleitung

Wenn Brandschutzanforderungen an Stahlbauteile gestellt werden, können diese durch passive Brandschutzmaßnahmen wie Bekleidungen oder reaktive Brandschutzsysteme erfüllt werden. Um den positiven Einfluss der Feuerverzinkung auf das Erwärmungsverhalten von Stahlbauteilen im Brandfall zu berücksichtigen, wurde an der TU München im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens IGF-Nr. 18887 [1] der temperaturabhängige Emissionsgrad von feuerverzinkten Stahlbauteilen bestimmt. Die Forschungsergebnisse zeigten, dass die Feuerverzinkung die Feuerwiderstandsdauer von Stahl deutlich verbessern kann.

Weitere positive Effekte werden bei Verbundträgern durch die dreiseitige Beflammung, den Temperaturgradienten im Stahlteil des Trägers und die Verdübelung der Träger erzielt [2]. Durch den Einsatz höherfester Stähle, wie z.B. S460 M/ML bei warmgewalzten Profilen oder Stählen mit einer Streckgrenze bis 690 N/mm² bei geschweißten Profilen, könnte der Feuerwiderstand R30 außerdem mit deutlich höherer Materialeffizienz und Wirtschaftlichkeit erreicht werden. Ein besonders großes Optimierungspotenzial bieten einfachsymmetrische hybride geschweißte Träger. Diese könnten beispielsweise aus halbierten Walzprofilen der Güte S460 in Kombination mit einem im A_m/V -Verhältnis optimierten Unterflansch aus S690 bestehen. In Kombination mit einer Feuerverzinkung kann so ein sehr wirtschaftlicher Feuerwiderstand von R30 erreicht werden.

Bezüglich der Materialeigenschaften höherfester Stähle bei hohen Temperaturen ist zu klären, ob die temperaturabhängigen Materialgesetze der EN 1994-1-2 auch für die Stahlsorte S690QL angewendet werden können. Weiterhin ist zu untersuchen, welche Auswirkungen die Verwendung höherfester Stähle und die Ausbildung von einfachsymmetrischen Hybridverbundträgern auf den erforderlichen Verdübelungsgrad im Brandfall haben.

Für die Bemessung der Anschlüsse im Brandfall ist zu klären, ob die Regelungen in EN 1993-1-2, Anhang D auch für feuerverzinkte Träger gelten. Weiterhin ist der Einfluss des Erwärmungsverhaltens bei Anschlüssen zwischen einem feuerverzinkten Träger und einem durch passive Brandschutzmaßnahmen geschützten Träger zu untersuchen, um festzustellen, ob feuerverzinkte Träger im Anschlussbereich zusätzlich geschützt werden müssen.

Ein weiteres Forschungsfeld ist die Untersuchung, inwieweit bei der Erwärmung von höher- und hochfesten Stählen mit Streckgrenzen bis 690 N/mm² im Brandfall das Liquid Metal Embrittlement (LME) eine Rolle spielt und welche Maßnahmen zur Vermeidung dieses Effektes erforderlich sind. Diese Untersuchungen sind notwendig, um die positiven Effekte der genannten Brandschutzmaßnahmen optimal nutzen zu können.

Ziel des Projektes war es, den optimierten Einsatz von hoch- und höherfesten Stählen sowie der Feuerverzinkung bei ungeschützten Verbundträgern mit einer Feuerwiderstandsdauer von 30 Minuten bei ETK-Beanspruchung (R30) zu untersuchen. Dabei mussten verschiedene Fragen beantwortet werden. Dies betrifft zum einen das Erwärmungsverhalten der Träger, insbesondere den sich einstellenden Temperaturgradienten über die Trägerhöhe von feuerverzinkten Stahlträgern. Weiter sollte die Bauteilerwärmung im Bereich feuerverzinkter Trägeranschlüsse und den Wärmeeintrag durch den Anschluss ungeschützter feuerverzinkter Träger an geschützte Konstruktionen mit reaktiven Brandschutzsystemen, untersucht werden. Weiterhin waren materialspezifische Fragestellungen zu beantworten, wie temperaturabhängige Materialgesetze thermomechanisch gewalzter und vergüteter Stähle mit Streckgrenzen bis 690 N/mm². Eine weitere wichtige Frage ist, ob bei diesen Stählen die Gefahr einer Flüssigmetallversprödung im Brandfall besteht.

Stationären Versuche wurden mit insgesamt 37 Probekörpern mit Zieltemperaturen von 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, 450°C, 500°C, 600°C und 700°C der Proben durchgeführt. Die Spannungs-Dehnungs-Werte wurden zudem auch mit einem Zugversuch unter Umgebungsbedingungen (ca. 20°C) verglichen.

Die Erfassung der temperaturabhängigen Verringerung der Festigkeitseigenschaften erlaubt einen Abgleich des Materials untereinander, mit Literaturwerten und mit Vorgaben für Reduktionsfaktoren aus der europäischen Norm. Die Abminderungsfaktoren für den Elastizitätsmodul ($k_{E,\theta}$) und die Streckgrenze ($k_{y,\theta}$) in Abhängigkeit der Temperatur (θ) werden auf Grundlage des Eurocodes prEN 1993-1-2 [3] definiert. In diesem Zusammenhang ist jedoch zu beachten, dass die Abminderungsfaktoren der Norm auf die Nennfestigkeiten der Stähle angewendet werden, während in den Versuchsdaten die Abminderung von der tatsächlichen Streckgrenze sowie E-Modul bei Raumtemperatur ermittelt wurde. Die gemessene Raumtemperatur-Streckgrenze liegt dabei sowohl in den eigenen Versuchen als auch Literatur teils deutlich oberhalb der Nennwerte aus der Norm. Die Analyse zeigt zudem, dass die von prEN 1993-1-2 [3] empfohlenen Reduktionsfaktoren, insbesondere für den Elastizitätsmodul, im Vergleich zu den eigenen Versuchen und den meisten Angaben in der Literatur [4–17] mit hochfestem Stahl konservativ sind. Aufgrund der durchgeführten Heißzugversuche an Einzelproben ohne Wiederholungsversuche sollte aus den Versuchsergebnissen keine systematische Ableitung von Baustoffeigenschaften erfolgen, da die statistische Varianz der vorliegenden Ergebnisse nicht abgeschätzt werden kann.

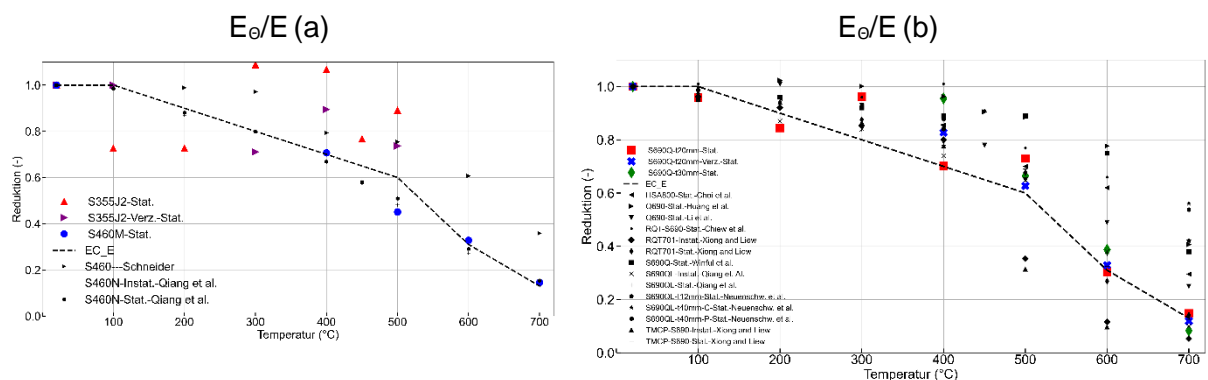


Abbildung 2-2: Beziehungen zwischen Abminderungsfaktor und Temperatur für den E-Modul von S355 und S460 (a) und von S690 (b)

Instationäre Versuche sollen das Materialverhalten von Stahl in einem Bauteil in der Einbausituation während einer der realen Brandbeanspruchung abbilden. Die transiente Kriechdehnung kann bei kontinuierlicher Erhöhung der Temperatur mit verschiedenen mechanischen Belastungsplateaus bestimmt werden. Die durchgeführten instationären Versuche bestehen aus mehreren Phasen mit mechanischer und thermischer Belastung des Prüfkörpers.

Im Bruchverhalten der verzinkten Probekörper bei Laststufen größer als 50% ist es zu Besonderheiten gekommen, die in Abbildung 2-3 im Vergleich zu unverzinkten Probekörpern dargestellt werden. Da das Bruchbild in den vorliegenden Wiederholungsversuchen im Rahmen des Forschungsprojektes immer wieder auftrat, deutet dies auf ein systematisches Verhalten hin, das in dieser Konfiguration aus verzinkter Probe, höher- und hochfester Stahlsorte (S460M & S690QL) und den Versuchsablaufparametern in diesem Projekt reproduzierbar erscheint.



Abbildung 2-3: Vergleich Bruchverhalten instationäre Versuche S690 verzinkter und unverzinkter Probekörper

3 LNT-Versuche

Die LNT-Prüfung ist eine Methode zur Bestimmung der aufnehmbaren Dehnung eines Baustahls unter dem Angriff einer flüssigen Zinklegierung. Dabei können die Einflüsse der Zinkschmelze, der Stahlzusammensetzung und des Korngefüges auf die LMAC-Neigung untersucht werden. Auf diese Weise lässt sich die Dehnbarkeit des Grundwerkstoffs als Widerstandswert gegenüber der Rissbildung infolge Flüssigmetallversprödung (LMAC) ermitteln.

Das Konzept der LNT-Probe basiert auf der, aus der Bruchmechanik bekannten, Compact-Tension-Probe (CT-Probe). Im Gegensatz zur CT-Probe ist bei der LNT-Probe die Länge der Schenkel vergrößert. Der Hauptunterschied zu einer CT-Probe liegt jedoch darin, dass die LNT-Probe keinen Anfangsriss aufweist, sondern lediglich ein Bohrloch an der Stelle der höchsten Dehnung. Eine Skizze der LNT-Probe und des Versuchsaufbaus ist im vollständigen Abschlussbericht und in der DAST Richtlinie 022 [18] abgebildet.

Die Grenzdehnung zum Zeitpunkt des Bruchs wird mit der Finite Element Methode (FEM) durch Nachsimulation des Versuchs berechnet. Dabei werden die simulierte Kraft-Aufweitungs-Kurven mit denen des Versuchs gegenübergestellt. Lässt sich der Kraftverlauf mittels FEM hinreichend genau abbilden, kann auf die plastische Vergleichsdehnung geschlossen werden.

Auf diese Weise werden in diesem Projekt zwei Durchläufe mit den Stahlgüten S355J2, S460M und S690QL getestet. Der erste Test wird mit einer Aufweitungsgeschwindigkeit von etwa $v_1 = 3 \text{ mm/s}$ durchgeführt, während der zweite mit etwa $v_2 = 1,4 \text{ mm/s}$ durchgeführt wird. Die Aufweitungsgeschwindigkeit gibt an, mit welcher Geschwindigkeit der Kolben der Prüfvorrichtung ausgefahren wird.

In Abbildung 3-1 sind die Versuchsergebnisse für die LNT-Versuche mit der Stahlgüte S690QL und der Aufweitungsgeschwindigkeit $v_2 = 1,4 \text{ mm/s}$ dargestellt.

Jede Kurve weist zu Beginn eine Schwankung auf. Diese resultiert aus dem Temperatureinfluss der Zinkschmelze beim Eintauchen und Halten der LNT-Proben. Einerseits nimmt die Steifigkeit im unteren, eingetauchten Bereich der LNT-Proben ab, andererseits dehnt sich die Probe im eingetauchten Bereich aus, was zu einer Abnahme der Kraft führt. Die hohe Temperatur der Zinkschmelze von ca. 450°C und die daraus resultierende Erwärmung der Probe beim Eintauchen bzw. Halten der Proben führt somit zu einer Verringerung der zuvor aufgebrachten Kraft.

Nach der anfänglichen Schwankung verlaufen die Kraft-Aufweitungs-Kurven linear. Es folgt anschließend ein rascher Kraftabfall ohne Übergang in eine zweite linearere Beziehung mit geringerer Steigung, wie es bei den Stahlgüten S355J2 und S460M der Fall ist. Der Kraftabfall

ist eindeutig auf eine Rissbildung- bzw. einen Bruch der LNT-Proben am Bohrloch zurückzuführen. Die Maximalkräfte liegen für die langsame Aufweitungsgeschwindigkeit zwischen 15 kN und 25 kN und der Bereich der Aufweitung zwischen 4 mm und 12 mm. Die maßgebende LNT-Probe ist durch die geringste plastische Vergleichsdehnung beim Bruch gekennzeichnet, welche in dem vorliegenden Fall bei einer plastischen Vergleichsdehnung von 1,0 % versagt.

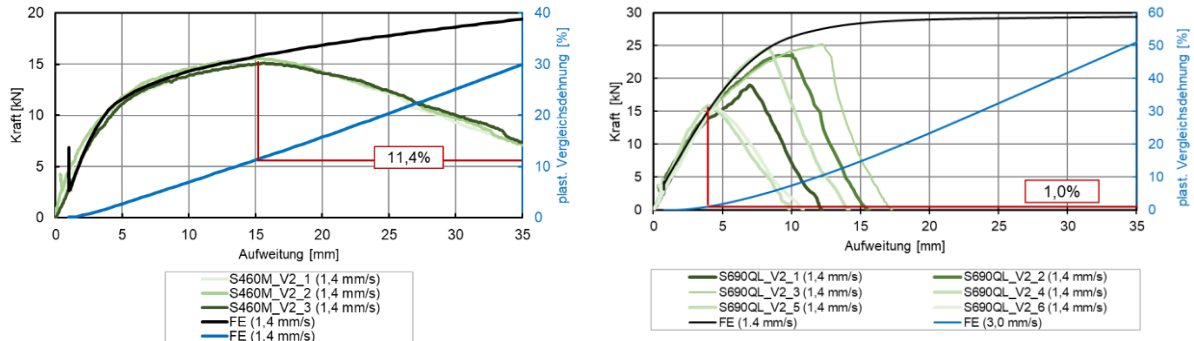


Abbildung 3-1: Vergleich numerische und experimentelle LNT-Versuche des S460M (links) und S690QL (rechts) mit einer Aufweitungsgeschwindigkeit $v_2=1,4$ mm/s

Die numerische Simulation des Verzinkungsvorgangs wird mit der Software ANSYS Mechanical durchgeführt und erfordert sowohl eine thermisch-transiente wie auch eine statisch-mechanische Analyse.

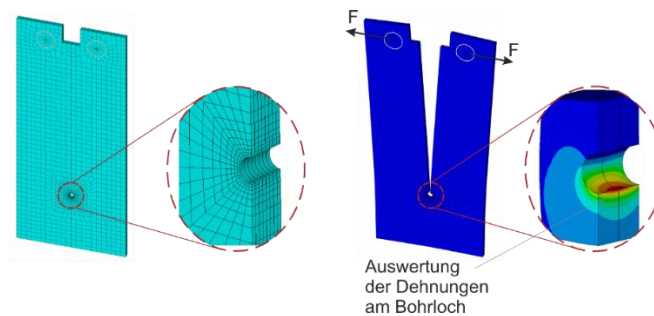


Abbildung 3-2: Diskretisierung (links) und Simulationsergebnis (rechts) der LNT-Proben

Es werden für die Simulation unterschiedlicher Materialeigenschaften in Abhängigkeit von verschiedenen Temperaturangaben berücksichtigt. Insgesamt wurden die sechs Temperaturintervalle 20 °C, 100 °C, 200 °C, 300 °C, 400 °C und 500 °C festgelegt. Eine vollständige Übersicht über die zugrunde gelegten temperaturabhängigen Materialparameter sind im Schlussbericht nachzulesen.

Der Vergleich der Versuchsergebnisse mit der FE-Simulation aus Abbildung 3-1 zeigt deutlich, dass die Dehnbarkeit der Proben mit der Stahlgüte S460M deutlich höher ist als die der Proben mit der Güte S690QL. Die maximale Kraft beim Bruch der Stahlsorte S690QL liegt im Mittel höher als bei S460M, was auf die höhere Fließspannung zurückzuführen ist. Für beide Stahlsorten gilt, dass sie ein dehnratenabhängiges Verhalten zeigen, da die plastische Dehnbarkeit bei Proben mit geringerer ist.

4 Großverzinkungsversuche

Im Rahmen dieses Forschungsprojekts wurden für die Großverzinkungsversuche insgesamt zwei Bauteilgeometrien unter Verwendung zwei verschiedener Stahlsorten untersucht. Analog zu den LNT-Versuchen wurden die Stahlsorten S460M und S690QL verwendet. Die Bauteilvarianten wurden an gewalzten HEB300 sowie geschweißten (äquivalent) HEB300 Trägern realisiert. In **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** sind die verwendeten Konstruktionsdetails unter Angabe der Probekörperbezeichnung sowie die verwendeten Träger dargestellt. Untersucht wurden dabei zwei Details je Stahlsorte: Träger mit Ausklinkungen (Detailklasse B nach DAST-Richtlinie 022) und Träger mit zweiseitig eingeschweißten Quersteifen (Detailklasse A nach DAST-Richtlinie 022).

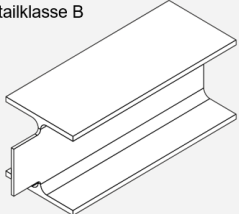
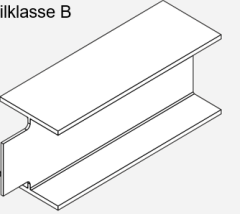
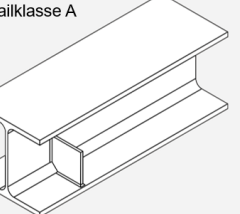
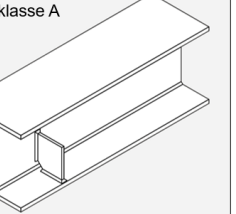
<p>Detailklasse B</p>  <p>S460M-Ausklinkung</p>	<p>Detailklasse B</p>  <p>S690QL-Ausklinkung</p>	<p>Detailklasse A</p>  <p>S460M-Steife</p>	<p>Detailklasse A</p>  <p>S690QL-Steife</p>
<ul style="list-style-type: none">• Ausrundungslänge: 120 mm (S460M, S690QL)• Ausrundungshöhe: 61mm (S460M), 51 mm (S690QL)• Ausrundungsradius 15 mm (S460M, S690QL)		<ul style="list-style-type: none">• Randabstand Steife: 195 mm (S460M, S690QL)• Steifenhöhe: 131 mm (S460M), 134 mm (S690QL)• Steifenbreite: 135 mm (S460M), 115 mm (S690QL)• Steifenstärke: 11 mm (S460M), 10 mm (S690QL)• Schweissmaß a.s: 5 mm (S460M, S690QL)	

Abbildung 4-1: Darstellung der untersuchten Bauteilgeometrien

Während der Versuchsdurchführung (d.h. während des Feuerverzinkens) wurden an verschiedenen Stellen sowohl die Bauteilverformungen, als auch die Temperatur gemessen. Zum Einsatz kamen induktive Wegaufnehmer (WA), die durch Keramikstäbe (axial betrachtet) verlängert wurden, sodass ein Schutz der Messgeräte vor der Zinkschmelze sichergestellt wurde. Die Keramikstäbe wurden in kleine, an der Bauteiloberfläche applizierte Stahlquader geführt, die eine Übertragung der Verformungen ermöglichten. Der Einfluss der Stahlquader wurde numerisch validiert.

Zusätzlich wurde ein Temperatursensor so appliziert, so dass der Temperaturverlauf in Stegmitte gemessen werden konnte. Die gesamte Messtechnik wurde an einer Aufbaukonstruktion angebracht, die durch einen geschlossenen, wärmeisolierten Holzkasten vor der Zinkschmelze und der damit verbundenen Wärmestrahlung geschützt war. Der Versuchsablauf und -aufbau ist in Abbildung 4-2 dargestellt.

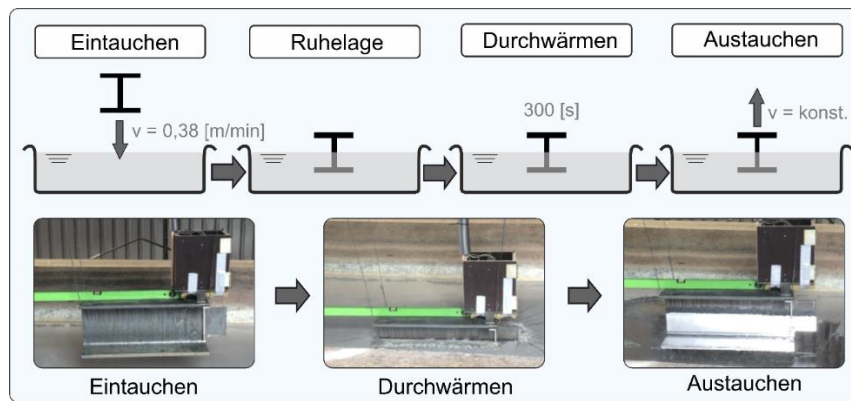


Abbildung 4-2: Exemplarische Darstellung des Versuchsaufbaus und des verwendeten Messsystems

Die Feuerverzinkung der Träger wird ebenfalls numerisch simuliert. In Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten (WÜ), welcher durch Gegenüberstellung der ausgewerteten Ergebnisse aus Versuch und FE-Berechnung bestimmt wird, wird die Zinktemperatur auf das Bauteil übertragen. Die errechneten Bauteiltemperaturen dienen in der anschließenden strukturellen Berechnung als einwirkende Temperaturbelastung, aus der sich für jeden Zeitschritt (aus der transienten thermischen Analyse) Spannungen und Dehnungen über das implementierte Materialgesetz errechnen lassen. Weitere Einzelheiten zur Implementierung des Verzinkungsprozesses sowie aller verwendeten temperaturabhängigen Materialeigenschaften wurden analog zum FE-Modell der LNT-Versuche gewählt. In Abbildung 4-3 ist der Vergleich der Ergebnisse aus Versuch und Simulation für den Probekörper der Stahlgüte S690QL mit Steife gegenübergestellt.

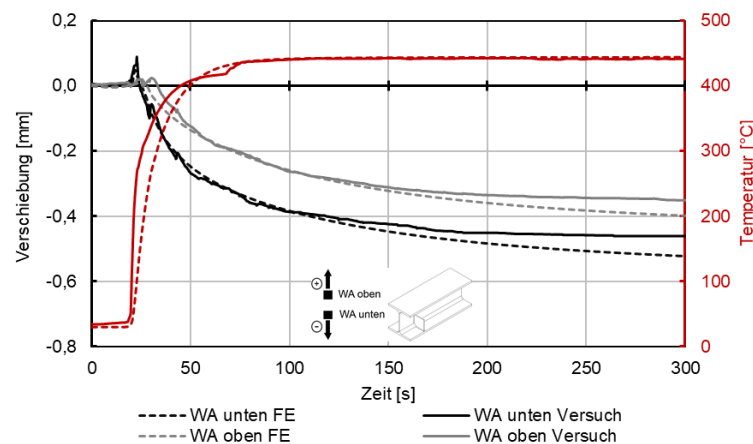


Abbildung 4-3: Vergleich der numerischen und experimentellen Ergebnisse des S690QL-Trägers mit Steife

Generell wird für alle Probekörper beobachtet, dass mit steigender Temperaturentwicklung auch die Verformungen kurzzeitig (positiv) ansteigen und anschließend kontinuierlich gegen einen Grenzwert im negativen Wegbereich konvergieren. Die Messwerte der oben liegenden Wegaufnehmer (WA oben) sind stets kleiner als bei dem unten liegenden Wegaufnehmer (WA unten). Daraus lässt sich schließen, dass im Bereich von erhöhter Temperatur die Dehnungen bzw. Spannungen im Messbereich negativ, also als Zugspannungen, vorliegen. Exakte Spannungs- und Dehnungsberechnungen wurden mithilfe von validierten FE-Modellen analysiert.

Anschließend erfolgt eine Parameterstudie der Träger hinsichtlich verschiedener Detail- und Prozessparameter. In einer Vielzahl an Parameterstudien durch das validierte Modell konnte gezeigt werden, dass die auftretenden Dehnungen, insbesondere die plastischen Vergleichsdehnungen, je nach betrachtetem Detail stark variierten. Bei einzelnen Tastversuchen

mit einem geringen Stichprobenumfang wurde unter ungünstigen Randbedingungen (niedrigen Eintauchgeschwindigkeit, kritische Trägerkonfiguration etc.) für beide untersuchten Details gezeigt, dass unter Verwendung der Stahlsorte S460M keine Neigung zur Rissbildung durch LMAC bestand und kein visueller Riss vorlag. Die auftretenden Dehnungen der jeweiligen Details lagen deutlich unter den gemessenen Dehnbarkeiten der LNT-Proben.

5 Großbrandversuche an feuerverzinkten Verbundträgern

5.1 Durchführung der Brandversuche an feuerverzinkten Verbundträgern

In diesem Vorhaben wurden realmaßstäbliche Brandversuche an 9,0 m langen Verbundträgern aus feuerverzinkten Stahlprofilen durchgeführt. Dafür wurde eine Variation aus der in Tabelle 5-1 aufgeführten Walz und Schweißprofile sowie höher- und hochfesten Stahlsorten mit einem Betongurt und jeweils einem Anschlussdetail in Trägermitte gewählt.

Tabelle 5-1: Geometrie Verbundträger im Brandfall

Träger Nr.	Stahlprofil	Typ	Stahlgüte	Dicke Betonplatte
1	HEB 300	Standard-Walzprofil	S460M	hc=150 mm
2	HEB 450	Standard-Walzprofil	S460M	hc=150 mm
3	Doppelsymmetrischer Querschnitt H=300	Geschweißter Querschnitt: Flansch 16 x 260 mm Steg 10 x 268 mm	S690QL	hc=150 mm
4	Doppelsymmetrischer Querschnitt H=300	Geschweißter Querschnitt: Flansch 20 x 300 mm Steg 10 x 410 mm	S690QL	hc=150 mm
5	Einfachsymmetrischer Querschnitt $b_{UG}=340$	1/2 IPE 500 (S460) + UG 340x30mm (S690)	S460M+S690QL	hc=200 mm
6	Einfachsymmetrischer Querschnitt $b_{UG}=250$	1/2 IPE 500 (S460) + UG 250x30mm (S690)	S460M+S690QL	hc=200 mm

Auf der Unterseite des 1,0 m breiten Betongurtes lagen Trapezblechprofile (Holorib HR51/150) mit einer Dicke gemäß Tabelle 5-1. Als Verbindungsmittel dienten aufgeschweißte Kopfbolzendübel vom Typ SD1 mit einem Durchmesser von 22 mm und einer Länge von 125 mm, die bei allen Trägern im gleichen Abstand von 300 mm angeordnet waren. (Abbildung 5-1).

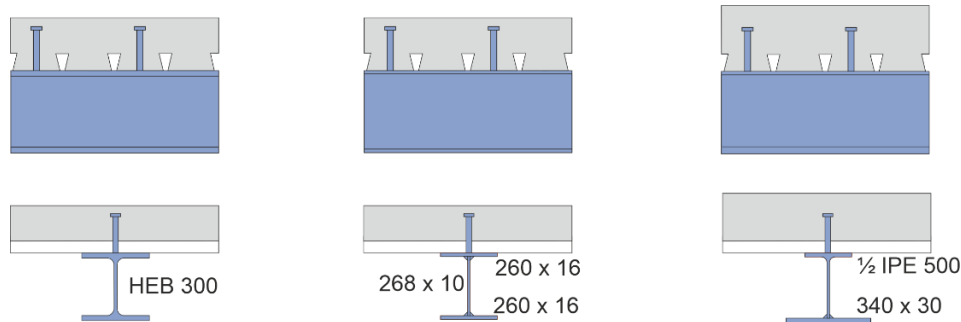


Abbildung 5-1: Querschnittsgeometrie Verbundträger

Zur Dokumentation der Temperaturen wurden in den Viertelpunkten und der Mitte der Trägerlänge Messstellen sowohl im Betongurt als auch am Stahlträger vorgesehen. Am Stahlträger befanden sich darüber hinaus zusätzliche Messpunkte um den Anschluss des Sekundärträgers sowie an weitere Stellen am Anschluss und dem Sekundärträger selbst.

Die Aufzeichnung der Stahltemperaturen erfolgte mit Perlen-Thermoelementen vom Typ K in kleinen Bohrlöchern mit einem Durchmesser 3 mm und einer Tiefe von der halben Blechdicke an der jeweiligen Stelle, siehe Abbildung 5-2. Temperaturmessungen fanden pro Schnitt am Steg sowie am Ober- und Unterflansch statt, um über die Stahlprofilhöhe. Die Messung der Temperaturen im Betongurt erfolgte mit sogenannten Thermoleitern paarweise im Hoch- und Tiefsickenbereich des Betongurtes über dem Trapezblech, welche jeweils aus vier bzw. sechs (Hoch-/ Tiefsicke) an einem Schweißdraht montierte Perlen-Thermoelemente im Abstand von 25 mm bestanden. Die modifizierten Kopfbolzendübel, die zentrisch in Längsachse eine 3 mm Bohrung von 100 mm Länge besaßen, dienten zur Aufzeichnung der Kerntemperatur der Verbundmittel nahe des Fußpunktes.

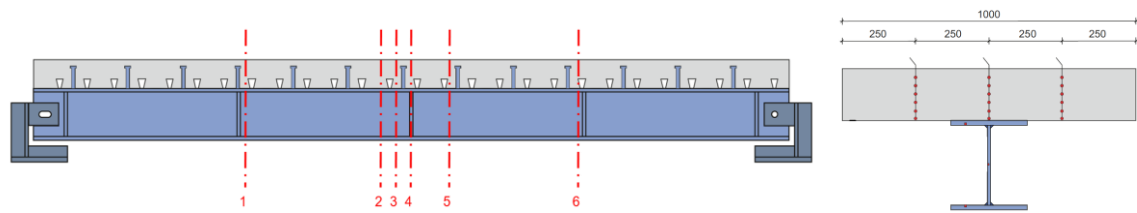
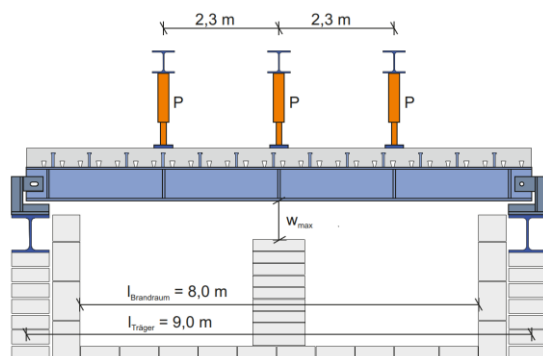
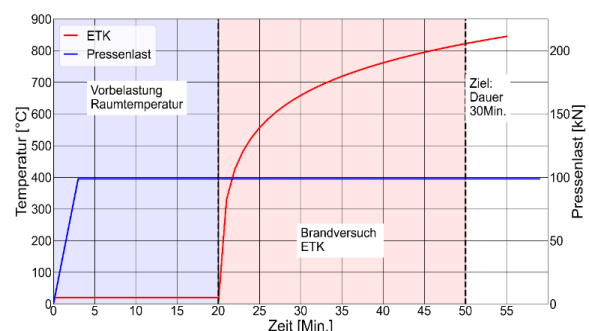


Abbildung 5-2: Positionierung Temperaturmessstellen am Verbundträger

Die Versuchsdurchführung begann mit der Aufbringung einer mechanischen Belastung auf die Prüfkörper für einen Zeitraum von ca. 20 Minuten vor dem Beginn der Beflammung. Für alle Versuchsreihen handelt es sich dabei um eine konstante Last, die, während der gesamten Beflammungsdauer kraftgesteuert konstant gehalten wurde. Im Versuchsaufbau war die parallele Prüfung von zwei Verbundträgern vorgesehen, wobei beide Bauteile eine vergleichbare Bauhöhe aufwiesen. Die Belastungen wurden in einer Größe gewählt, dass 30 Minuten Tragfähigkeit unter ETK-Beanspruchung erwartet wurden und entsprechend lange auch das Erwärmungsverhalten der Träger dokumentiert werden konnte. Das statische System der Prüfkörper entsprach hierbei einem Einfeldträger mit drei Einzellasten, die eine möglichst flächige Belastung abbilden sollten, wie in Abbildung 5-3 dargestellt. Die Messung der vertikalen Gesamtverformung der Prüfkörper erfolgte in Trägermitte. An beiden Trägerenden der Träger fand eine Aufzeichnung des auftretenden Schlupfes in der Verbundfuge der Prüfkörper statt, die als relative Verschiebung zwischen Betongurt und Stahlträger gemessen wurde.



a.)



b.)



c.)



d.)

Abbildung 5-3: Systematischer Schnitt Versuchsaufbau belastete Großversuche (a); Belastung (b); Prüfeinrichtung Verbundträger von außen (c) und von innen (d)

Im direkten Vergleich der Vertikalverformungsverläufe fällt der paarweise Verlauf der jeweils gemeinsam geprüften Träger auf, die jeweils eine gleiche Bauhöhe und Belastung hatten. Das Trägerpaar 1 und 3, das im direkten Vergleich der Träger über einen geringen Widerstand M_{Rd} bei gleichzeitig hoher Ausnutzung verfügte, zeigte von Beginn an den größten Zuwachs an

Vertikalverformung. Durch die großen Verformungen mit Aufsetzen des Trägers auf der Durchbiegungsbeschränkung im Ofen musste dieser Versuch zudem schon in der 24. Minute beendet werden. In Abbildung 5-3 werden Träger, bei denen es zu Rissen, Brüchen und Aufsetzen auf der Durchbiegungsbeschränkung gekommen ist, mit einem ‚x‘ markiert. Für beide Versuchsträger wurde der horizontale Schlupf an beiden Trägerenden über die Dauer des Versuchsverlaufes aufgezeichnet. In der Dokumentation zeigen sich die in [2] identifizierten drei Effekte für Schlupf, die sich überlagern und durch teilweise gegensätzliche Wirkungsrichtungen gegenseitig aufheben.

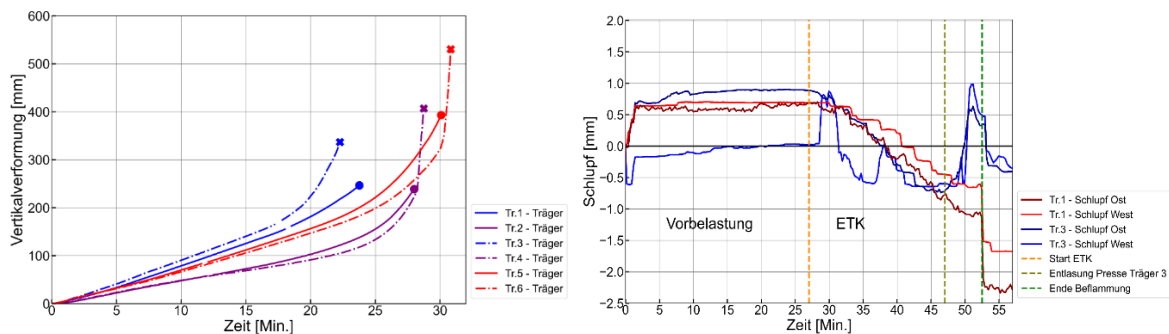


Abbildung 5-4: Vertikalverformung – Vergleich alle Träger (links) und Schlupf Träger 1 und 3 (rechts)

Im Vergleich der Temperaturen im Tiefsickenbereich als Punkt der höchsten Temperatur im Betongurt wurde festgestellt, dass bei keinem Träger Werte von über 250 °C aufgetreten sind. Ähnlich verhält es sich mit den Temperaturen in den Kopfbolzendübeln.

Für die Betrachtung der Stahltemperaturen aller Träger werden nur die direkt beflamten Bereiche einbezogen. Für alle Träger ist die Erfassung der Temperaturen von Brandraum, Oberflansch, Unterflansch und Steg getrennt erfolgt. Im Vergleich zu den nach [19] ermittelten Stahltemperaturen bei dreiseitiger Beflammung für den Ansatz mit einer Emissivität von 0,35 für Bauteiltemperaturen bis 500 °C und 0,7 für darüber hinaus gehende Temperaturen [20] zeigt sich, dass der Ansatz mit dieser reduzierten Emissivität die Temperaturverläufe für fünf der sechs Träger im Großversuch im Mittel gut bis konservativ abschätzt. An einem der Träger wurden höhere Temperaturwerte aufgezeichnet, die sich allerdings immer noch unterhalb der Temperaturerwartung bei Ansatz einer konstanten Emissivität von 0,7 befunden haben.

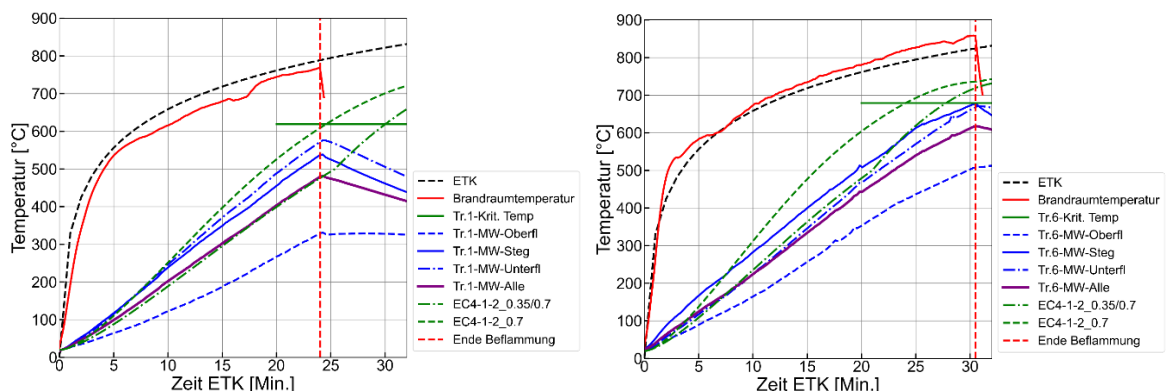


Abbildung 5-5: Temperatur Stahlprofil Träger 1 (links) und Träger 6 (rechts)

An jedem Verbundträger aus Tabelle 5-1 war mittig ein Anschlussdetail angeordnet, wo ein- oder beidseitig ein kurzer Trägerstummel ($L = 400$ mm) mit verschiedenen Anschlussdetails an den Hauptträger angeschlossen wurde (Abbildung 5-6). Für die Sekundärträger und Anschlusssteile wurde das Material S355J2 verwendet. Für Verbindungen wurden feuerverzinkte

Schrauben M20, 10.9 angesetzt. Die ausgeklinkten Sekundärträger wurden nach der DAST-Richtlinie 022 für die Detailklasse B ausgeführt. Die Sekundärträger der Anschlüsse 1, 3, 5 und 6 aus Abbildung 5-6 hatten einen Ausrundungsradius von 20 mm und eine Ausrundungslänge l_{Auskl} zwischen 100 mm und 143 mm. Die langen Fahnenbleche von den Anschlüssen 2 und 4 aus Abbildung 5-6 hatten einen Ausrundungsradius von 10 mm und eine Ausrundungslänge l_{Auskl} von 100 mm. Zur Darstellung der Temperaturverläufe in den Anschlüssen wird im Folgenden ein Ansatz gewählt, der die jeweilige Temperatur im Abstand zum Anschlusspunkt darstellt. Der Schnittpunkt der Systemlinien von Haupt- und Nebenträger stellt hierbei den Nullpunkt dar, von dem aus den Abständen in Achse des Nebenträger auf der X-Achse mit positiven Werten und Abstände in Verlaufsrichtung des Hauptträgers mit negativen Werten aufgetragen sind.

Im Vergleich der Temperaturverläufe der Anschlussdetails fällt erwartungsgemäß auf, dass die massigeren Detaillierungen mit viel Verschattung und zu erwärmenden Materialvolumen im Anschlusspunkt sich in der Erwärmung eher träge verhalten im Vergleich zu den Anschlüssen mit großer Oberfläche bei weniger Masse. Auffällig ist zudem, dass es im langen Fahnenblech zwischen Sekundär- und Hauptträger zu einem viel größeren Unterschied der Temperaturen im Anschlusspunkt kommt als in den kurzen Fahnenblechen (Abbildung 5-7).

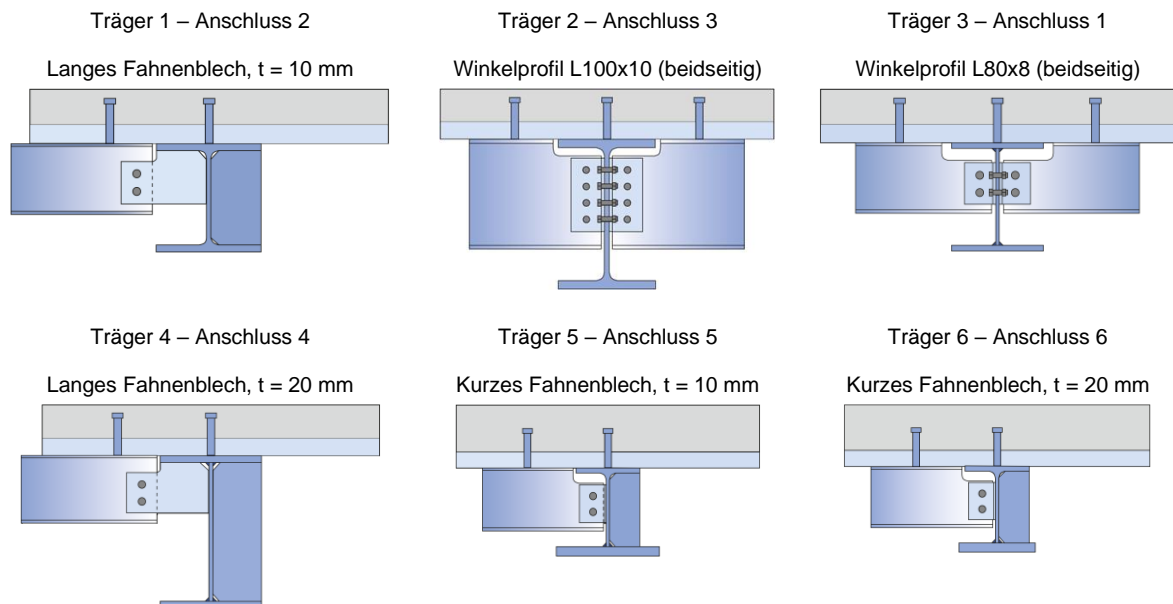


Abbildung 5-6: Übersicht Anschlussdetails an den Verbundträgern

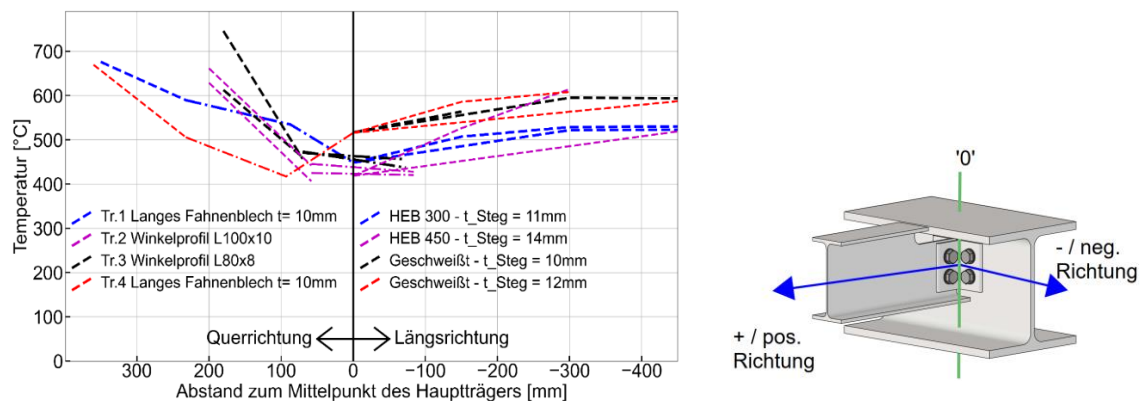


Abbildung 5-7: Vergleich der Temperaturverläufe der Anschlüsse an den Verbundträgern

In der aktuellen EN 1993-1-2 [21] erfolgt die Berücksichtigung der Temperaturverteilung über die Anpassungsfaktoren κ_1 sowie κ_2 . Im Rahmen der Auswertung sind die experimentell ermittelten Temperaturverläufe von HEB300-Walzprofilträgern aus den Forschungsvorhaben 19105N [2], 21403N und dem vorliegenden Vorhaben erfolgt. Eine Verzinkung scheint auf diese Anwendbarkeit des Faktors κ_2 der Temperaturverteilung im Querschnitt in der vorliegenden Stichprobe keinen Einfluss zu haben, der Faktor κ_1 konnte anhand der Datenbasis nicht überprüft werden.

5.2 Rissuntersuchung Stahlträger

Bei den durchgeführten Brandversuchen traten an drei Verbundträgern Risse auf (Abbildung 5-8 und Abbildung 5-9). Bei den betroffenen Verbundträgern handelte es sich um die Träger 3, 4 und 6 aus Tabelle 5-1. Die Träger 3 und 4 bestanden aus einem doppelt symmetrisch geschweißten Stahlquerschnitt der Stahlsorte S690QL. Träger 6 hingegen bestand aus einem einfachsymmetrisch geschweißten Stahlquerschnitt, bestehend aus einem halben Walzprofil IPE 500 der Stahlsorte S460M und einem Blech der Stahlsorte S690QL mit den Abmessungen 250x30 mm für den unteren Flansch.

Im Steg von Träger 3, einem geschweißten Stahlträger, hat sich im Bereich der Quersteife ein Riss gebildet. Bei Träger 4 trat 28 Minuten nach Beginn der Beflammung ein Riss im unteren Flansch und im Steg des geschweißten doppelsymmetrischen Querschnitts auf. Der Riss begann ca. 30 cm von der äußeren Steife in Richtung Trägerende im unteren Flansch und setzte sich im Steg fort. Die Bruchflächen zeigten ein sprödes Versagen ohne Anzeichen von duktilem Verhalten. An den Bruchflächen im Flansch und Steg traten unterschiedlich verfärbte Bereiche auf, die auf die unterschiedlichen Ofenraumtemperaturen an der Ofenwandseite und in der Ofenmitte zurückzuführen sind.



Abbildung 5-8: Risse und Bruchflächen im unteren Flansch und Steg von Träger 4

Bei Träger 6 trat 30 Minuten nach Beginn der Beflammung ein Riss im unteren Flansch und im Steg des geschweißten einfachsymmetrischen Querschnitts auf. Der Riss trat ca. 50 cm von der äußeren Steife in Richtung Trägermitte auf. Die Bruchflächen zeigten ebenfalls ein sprödes Versagen ohne Anzeichen von duktilem Verhalten. An den Bruchflächen des Flansches und des Steges traten unterschiedlich verfärbte Bereiche auf, die auf die unterschiedlichen Ofenraumtemperaturen an der Ofenwandseite und in der Ofenmitte zurückzuführen sind.



Abbildung 5-9: Risse und Bruchflächen im unteren Flansch und Steg von Träger 6

Für die metallographischen Untersuchungen am Material S690QL wurden Proben aus Träger 4 entnommen. Die Bruchfläche im Steg des Trägers 4 wurde im Labor der TUM durch einen 4-

Punkt-Biegeversuch bis zum oberen Flansch erweitert. Anschließend wurde der obere Flansch mit der Flex abgetrennt, so dass der Trägerabschnitt in zwei Hälften geteilt wurde. Aus der rechten Trägerhälfte wurden Proben für die metallographischen Untersuchungen entnommen. Bei diesem Schnitt wurde ein Teil des Stegs und des Flansches des Trägers in einem Stück von der Bruchfläche abgetrennt und als Probe 1 bezeichnet. Zusätzlich wurde aus dem unteren Flansch ein weitere Stück entnommen und als Probe 2 bezeichnet. Um einen Vergleich zwischen den Bruchflächen aus den Brandversuchen und den Bruchflächen aus dem Laborbruch zu ermöglichen, wurde der obere Teil des Stegs, an dem beide Brucharten auftraten, abgetrennt und als Probe 3 für die metallographischen Untersuchungen verwendet (Abbildung 5-10). Zusätzlich zu den Proben aus dem Träger wurden vier Zugproben aus den instationären Heißzugversuchen für die Materialien S690QL und S460M untersucht. Diese Zugproben wurden in den instationären Heißzugversuchen mit 30% und 50% Laststufe der Streckgrenze des Stahls bei Raumtemperatur geprüft und haben für die Materialuntersuchungen folgende Bezeichnung:

- Zugprobe 1: S690QL und 50% Laststufe
- Zugprobe 2: S460M und 50% Laststufe
- Zugprobe 3: S460M und 30% Laststufe
- Zugprobe 4: S690QL und 30% Laststufe

Für die Materialuntersuchungen an der MPA Darmstadt wurden an allen Proben mikrofraktographische Bruchflächenuntersuchungen mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) zur Bestimmung der Bruchart durchgeführt. Mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) wurden die Ablagerungen auf den Bruchflächen der Stahlträger analysiert. Anschließend wurden Schliffe an mehreren Stellen der Bruchflächen der Träger sowie an drei der vier Zugproben zur Analyse der Riss- und Gefügebildung angefertigt. Eine Härteprüfung für das Material S690QL wurde ebenfalls durchgeführt.

Von der abgetrennten rechten Seite außerhalb des Rissbereichs wurden Zugproben aus dem Steg und den beiden Flanschen entnommen und bei Raumtemperatur auf Restfestigkeit geprüft.



Abbildung 5-10: Proben aus dem unteren Flansch und Steg von Träger 4 für die metallographischen Untersuchungen (Probe 1 links; Probe 2 Mitte; Probe 3 rechts)

Gemäß den mikroskopischen Untersuchungen konnte auf den Proben 1 und 3 (Abbildung 5-11 und Abbildung 5-12) an einigen Stellen ein stark ausgeprägter Belag festgestellt werden. An einigen Stellen wurde in den EDX-Spektren fast ausschließlich Zink nachgewiesen. Es wird davon ausgegangen, dass das Zink größtenteils nach dem Bruch des Trägers während des Brandversuchs auf die Bruchflächen gelangt ist. In den Bruchausgangsbereichen aus dem Brandversuch beider Proben wurden interkristalline Bruchmikrostrukturen festgestellt, die als Merkmal für interkristalline Spaltbrüchen gelten. In allen Bruchausgängen wurde laut Untersuchungsbericht mittels EDX-Analyse Zink nachgewiesen. Probe 3 zeigte am Bruchende teilweise duktile Bruchmikrostrukturen in Form von Waben, die für Gleitbrüche charakteristisch

sind. Die Schliffbilder zeigen, dass der Zinküberzug stellenweise Risse aufwies, die sich bis in den Grundwerkstoff fortsetzten. Der Werkstoff wies ein Vergütungsgefüge auf. Die in den Schweißnähten festgestellten Risse befanden sich hauptsächlich am Übergang der Schweißnaht zum Grundwerkstoff in der Grobkornzone der WEZ. Im Laborbruchbereich von Probe 3 (Abbildung 5-12, Stelle 439955) liegen Gleitbrüche mit transkristallinen Bruchmikrostrukturen in Form von Waben vor. In den übrigen Rissanfangsbereichen und im weiteren Bruchverlauf (aus dem Brandversuch) sind in den REM-Aufnahmen und in den Schliffbildern interkristalline Bruchmikrostrukturen als Merkmal von interkristallinen Spaltbrüchen zu erkennen.

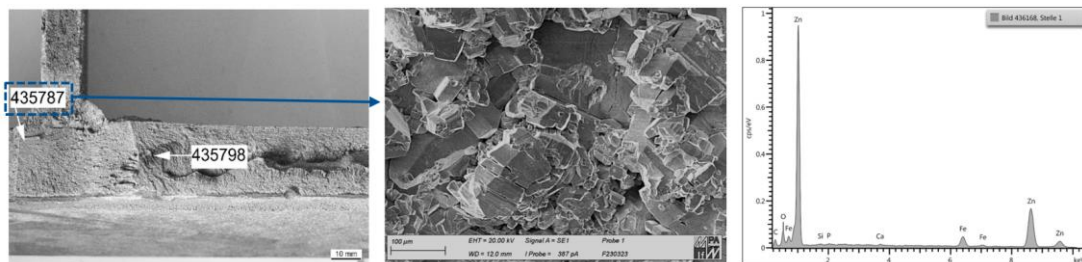


Abbildung 5-11: Probe 1 (links) – REM-Aufnahme an der Stelle 435787 (Mitte) und EDX-Spektrum (rechts) im Anlieferungszustand [22]

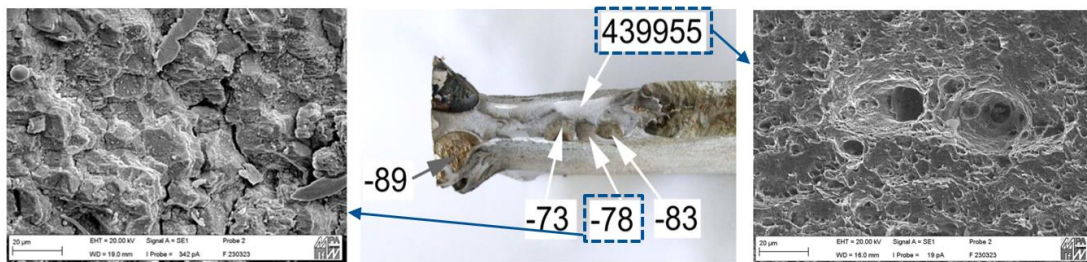


Abbildung 5-12: Probe 3 (oben Mitte) und REM-Aufnahmen an den markierten Stellen [22]

Bei den Zugproben 1 (S690QL) und 2 (S460M) wurde laut Untersuchungsbericht mittels EDX-Analyse Zink in den Bruchausgängen an den Bruchflächen nachgewiesen. In den erzeugten Laborbruchflächen wurde überwiegend Eisen nachgewiesen und keine Belagsbildung. In den Bruchausgangsbereichen, die während des Heißzugversuchs auftraten, wurden interkristalline Bruchmikrostrukturen festgestellt, die charakteristisch für interkristalline Spaltbrüche sind. Ein intakter Werkstoff sollte normalerweise nicht interkristallin versagen. In den übrigen Bereichen der Bruchflächen (Laborbruchbereich) wurden duktile Bruchmikrostrukturen in Form von Waben festgestellt, die typisch für Gleitbrüche sind. An den Rändern der Bruchfläche der Zugprobe 2 wurden Zink und entlang des Bruchverlaufs mehrere kleine, mit Zink gefüllte Risse festgestellt. Die Bruchflächen der Zugproben 3 (S460M) und 4 (S690QL) zeigten vollständig duktile Bruchmikrostrukturen in Form von Waben, die charakteristisch für Gleitbrüche sind. Bei Zugprobe 3 befand sich Zink am Rand der Bruchfläche, während sich in der Mitte der Bruchfläche eine Oxidschicht befand. Bei Zugprobe 4 wurde auf dem Schliffbild kein Belag auf der Bruchfläche festgestellt.

Die durchgeführten Werkstoffuntersuchungen weisen laut Untersuchungsbericht darauf hin, dass bei den im Brandversuch geprüften Proben 1 bis 3 des Stahlträgers sowie bei den im instationären Heißzugversuchen geprüften Zugproben 1 und 2 (unter 50% Laststufe) flüssigmetallinduzierte Rissbildung (LMAC) das Versagensphänomen für den Bruch des Stahlträgers bzw. für die Risse in den Zugproben war. Das makroskopisch spröde Bruchverhalten der eigentlich duktilen Werkstoffe S690QL bzw. S460M, interkristalline Bruchmikrostrukturen und Zinkablagerungen auf den Bruchflächen und in weiteren Rissen wurden als typische Merkmale dieses Schadensbildes identifiziert. Voraussetzung für das Auftreten von LMAC ist das

Vorhandensein eines anfälligen Werkstoffzustandes, flüssiges Zink und eine Zugbeanspruchung. Sowohl der Brandversuch als auch der Heißzugversuch wurden bei Temperaturen durchgeführt, bei denen der Zinküberzug schmilzt und das Zink in flüssiger Form vorlag. Bei den Zugproben 3 und 4 (aus instationären Heißzugversuchen unter 30% Laststufe) wurden keine Anzeichen von LMAC festgestellt. Der Bruch der Zugprobe 3 war ein rein duktiler Gewaltbruch in Form eines Gleitbruchs. Zugprobe 4 zeigte eine deutliche Brucheinschnürung.

Zur Überprüfung der Festigkeit des Materials S690QL nach dem Brandversuch wurden Zugversuche bei Raumtemperatur an Proben aus Träger 4 durchgeführt. Die Bruchflächen der Zugproben sowie des Steges als auch der beiden Flansche zeigen einen zähen Zug-Gewaltbruch mit Schublippen. Die Ergebnisse der durchgeführten Zugversuche zeigen eine Abminderung der Streckgrenze und der Zugfestigkeit bei den meisten Proben, vor allem bei den Proben aus dem Steg. Dies könnte darauf zurückzuführen sein, dass die Phasenumwandlungstemperatur von 725°C überschritten wurde, wodurch sich die Phasenzusammensetzung während der Abkühlung unter den Ventilationsbedingungen im Brandofen nicht exakt zurückbildet und somit aufgrund der veränderten Mikrostruktur im Versuch abweichende Festigkeiten im Zugversuch gemessen wurden.

Bei den Verbundträgern mit den Walzprofilen HEB 300 und HEB 450 aus S460M (Tabelle 5-1, Träger 1 und Träger 2) sowie dem einfachsymmetrischen Querschnitt aus ½ IPE 500, S460M und Unterflansch 340x30 mm, S690QL (Tabelle 5-1, Träger 5) wurden während der Brandversuche und nach Abkühlung der Träger keine Auffälligkeiten festgestellt. Diese Träger haben während der Brandversuche nicht versagt, und es wurden keine Anzeichen von LMAC festgestellt.

6 Numerische Untersuchungen an feuerverzinkten Verbundträgern und Anschlüssen

6.1 Simulationen feuerverzinkte Verbundträger

Für die numerische Simulation des Verbundträgers sind zwei Schritte notwendig. Zuerst erfolgt eine thermisch-transiente Analyse, in welcher die Temperaturentwicklung im Querschnitt durch die thermischen Einwirkungen eines Brandes untersucht wird. Anschließend werden die zeitabhängigen Temperaturen in das statisch-mechanische Analysemodul implementiert, um die Reaktionen des Tragwerks auf die thermischen Einwirkungen bei gleichzeitiger mechanischer Belastung zu simulieren. Die beiden Berechnungsmodule benötigen unterschiedliche FE-Modelle, die sich in den verwendeten Elementtypen und den Lagerungsbedingungen unterscheiden. Die Berechnung der Modelle erfolgte statisch-implizit. Im FE-Modell wird die doppelte Symmetrie (in Trägerlängsachse und in Trägermitte) verwendet, so dass nur ein Viertel des gesamten Trägers modelliert werden muss. Die Kopfbolzendübel werden in der Simulation als Federn definiert, wofür die Federkennlinie benötigt wird.

Anschließend wurden die Modelle mit den Daten der Brandversuche an den feuerverzinkten Verbundträgern validiert. Dabei wurden die Temperaturentwicklung, die Verformung in der Trägermitte und der Schlupf am Trägerende verglichen. Zur Validierung der Modelle wurden die mechanischen Materialkennwerte aus den Heißzugversuchen (S690QL) sowie aus DIN EN 1993-1-2 (S460M) verwendet. Anschließend wurden die FE-Modelle für eine Parameterstudie aufbereitet, um den Einfluss verschiedener Parameter wie Geometrie, Verdübelungsgrad, Stahlgüte etc. zu untersuchen.

Zur Berücksichtigung der temperaturabhängigen Emissivität werden in Abaqus zwei Steps definiert, wobei in jedem Step unterschiedliche Emissivitätswerte verwendet werden können. Die zeitliche Abfolge der einzelnen Schritte ist entsprechend zu definieren. Bei Anwendung der zweistufigen oder variablen Emissivität wird bis 500°C ein Wert von 0,35 und darüber ein Wert von 0,7 angesetzt. Zur Berücksichtigung der veränderten Randbedingungen des Strahlungsaustausches in konkaven Bereichen von Doppel-T-Profilen, Winkelprofilen und Profilblechen können Sichtfaktoren eingesetzt werden. Für die Definition der zweistufigen Emissivität und die Berücksichtigung der Sichtfaktoren wurden den Trägern individuelle Flächen für den Steg sowie die beiden Flansche zugeordnet. Jeder Fläche kann ein Sichtfaktor zugeordnet werden. Die Sichtfaktoren ϕ werden mit den Emissivitäten ε multipliziert und in Abaqus definiert.

Bei den Versuchen wurden die Träger im Kaltfall für ca. 20 min belastet. Anschließend wurden die Träger durch die ETK belastet, wobei die mechanische Belastung konstant gehalten wurde. Die gleiche Vorgehensweise wurde gewählt, um die Modelle zu validieren.

Zur Validierung der FE-Modelle wurden die Temperaturentwicklung im Stahlträger und in der Betonplatte, die vertikale Verformung und der Schlupf mit den Versuchsdaten verglichen. Es werden beispielhaft die Ergebnisse der Simulationen von Träger 1 nachfolgend dargestellt und mit den Versuchsdaten verglichen.

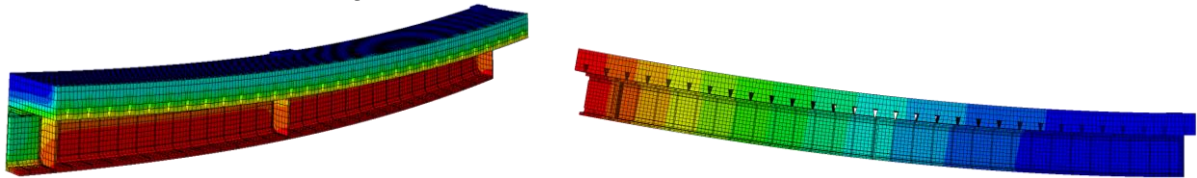


Abbildung 6-1: Temperaturmodell (links) und statisches Modell (rechts) Träger 1

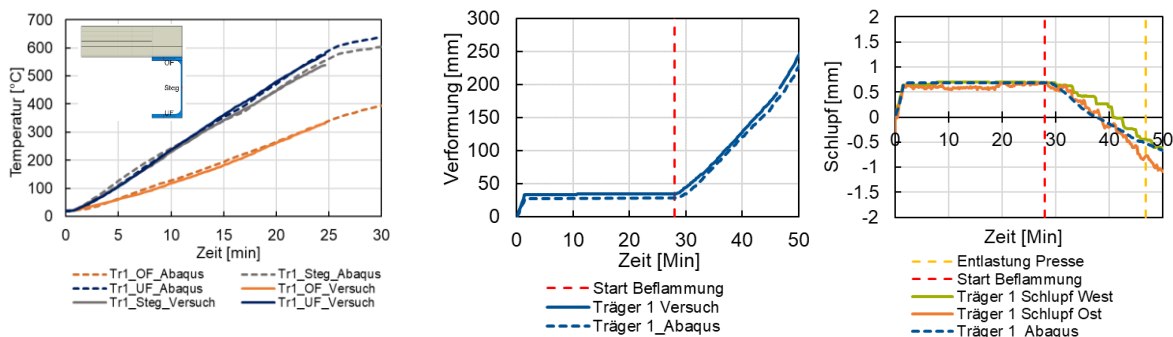


Abbildung 6-2: Vergleich FEM-Versuch: Temperaturentwicklung (Profil HEB 300), Vertikale Verformung und Schlupf von Träger 1

Die Simulationsergebnisse für Träger 1 stimmen sehr gut mit den Versuchsdaten überein und der gesamte Verlauf zeigt eine fast vollständige Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen.

In Rahmen der Parameterstudie, wurde der Einfluss verschiedener Parameter wie Trägerlänge, Geometrie des Stahlprofils und Betonplatte, Verdübelungsgrad und Belastungsart untersucht. Für die Parameterstudie wird von einer dreiseitigen Brandbeanspruchung ausgegangen. Dafür werden die entsprechenden Sichtfaktoren abhängig von der Querschnittsgeometrie bestimmt. In der Parameterstudie wurde die Brandbelastung nach der Einheitstemperaturkurve (ETK) festgelegt.

Grundlage für die Berechnung der mechanischen Lasten waren die Empfehlungen der DIN 1994-1-2 für den Brandfall, wobei die Lasten auf 65 % der Einwirkungen im Kaltfall reduziert wurden. Dementsprechend wurde in dieser Untersuchung für die Lastberechnung das 0,65-

fache der Tragfähigkeit des Verbundträgers ($0,65 M_{pl,Rk}$) angesetzt. Für die Widerstandsseite wurde charakteristisch mit einem Sicherheitsfaktor von 1,0 für die Materialeigenschaften gerechnet. Die Modelle wurden jeweils mit einer Last in Feldmitte und mit 3 Lasten (ähnlich wie im Versuch) beansprucht.

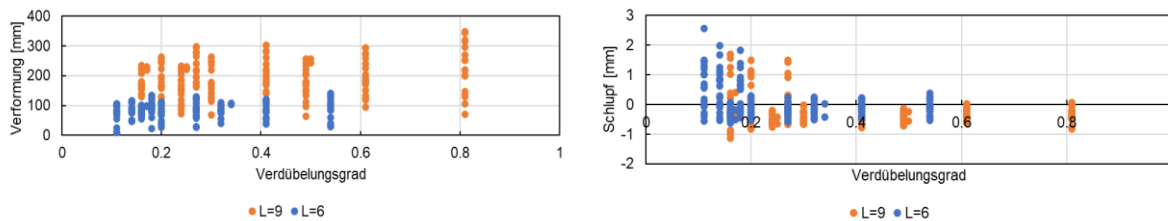


Abbildung 6-3: Einfluss der Trägerlänge auf die Verformung und auf den Schlupf im Brandfall

Die Ergebnisse der Parameterstudie an feuerverzinkten Verbundträgern aus warmgewalzten Profilen zeigen für den Schlupf ein ähnliches Verhalten wie bei den Untersuchungen in [2].

Es wurde festgestellt, dass der resultierende Schlupf in Abhängigkeit vom Verdübelungsgrad des Verbundträgers über einen weiten Bereich konstant niedrig bleibt. Ab einem Verdübelungsgrad von weniger als 40% steigt der Schlupf jedoch nichtlinear an.

6.2 Simulationen feuerverzinkte Anschlüsse an Verbundträgern

Für die Untersuchung des Temperatureinflusses im Anschlussbereich feuerverzinkter Träger wurden separate FE-Modelle erstellt und nur hinsichtlich der Temperatur belastet. Die Modelle wurden mit den experimentellen Daten verglichen und anschließend eine Parameterstudie für den Einfluss der Geometrie durchgeführt.

Die Geometrie der Anschlussdetails wurde analog zu den Modellen der Verbundträger erstellt. Bei den feuerverzinkten Anschlüssen wurde nur die Erwärmung im Anschlussdetail untersucht und die Modelle für eine thermische Analyse definiert.

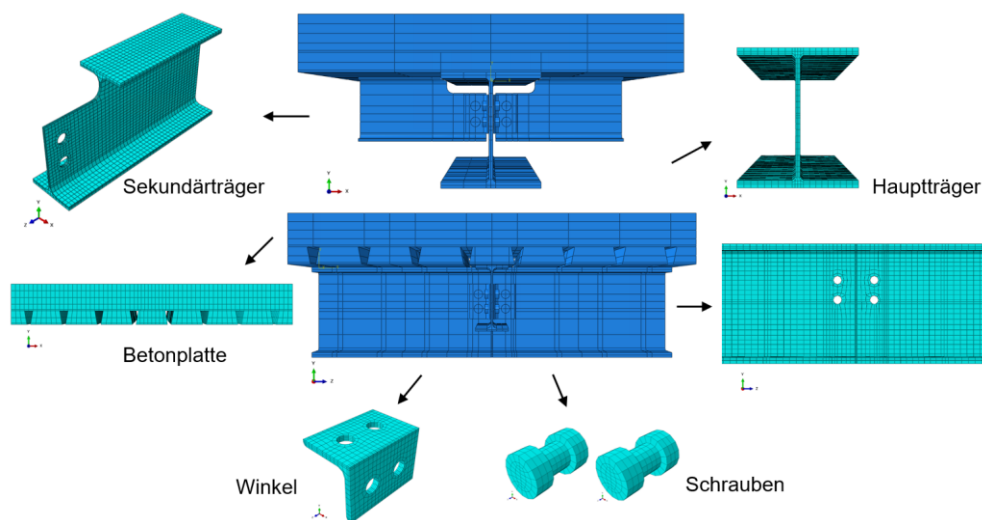


Abbildung 6-4: FE-Modell Anschlussdetail mit kurzen Winkeln

Nachfolgend wird die Temperaturentwicklung des Anschlussdetails 3 am Träger 2 (HEB 450) mit einem Sekundärträger IPE 330 und Winkel L100x10 aus der Simulation mit den Versuchsdaten aus Kapitel 6.1 dargestellt (Abbildung 6-5).

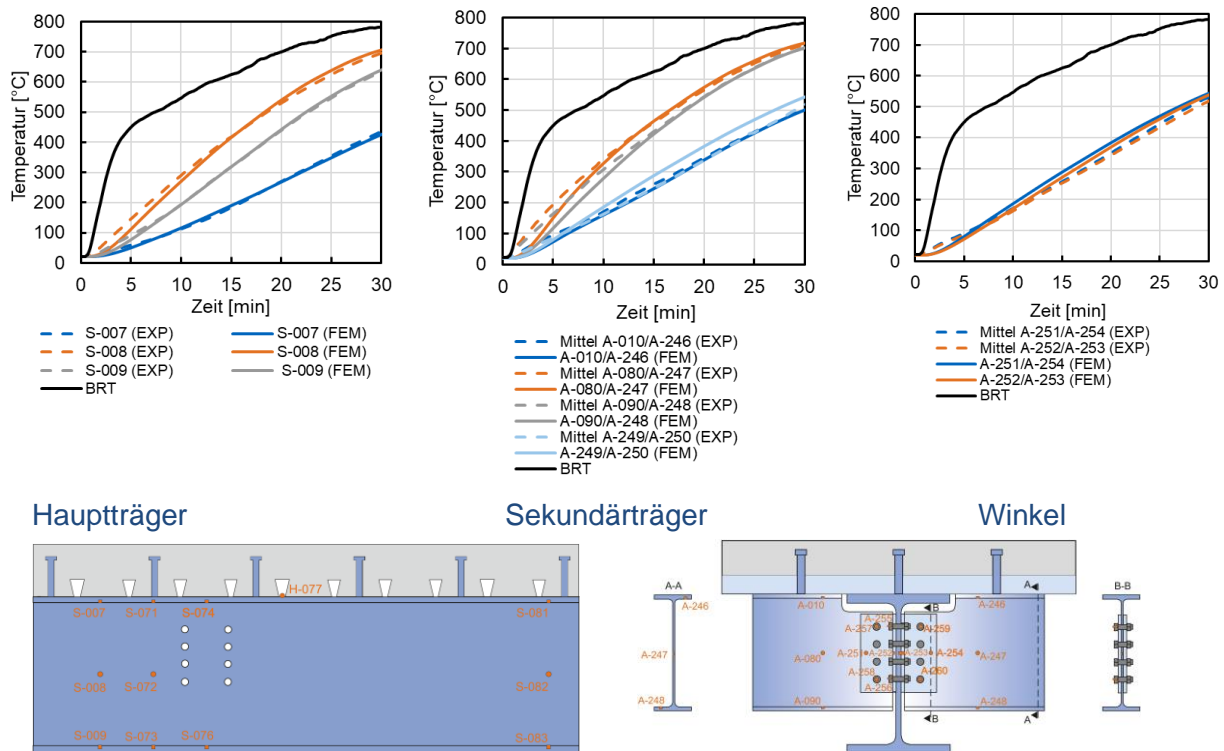


Abbildung 6-5: Vergleich FEM-Versuch: Temperaturentwicklung in Anschlussdetail 3

Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Versuchsdaten zeigt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse im Hauptträger und im Nebenträger.

Für die Parameterstudie wurden vier Anschlusstypen betrachtet: Doppelwinkelanschlüsse mit kurzen Winkeln und mit langen Winkeln, sowie Anschlüsse mit kurzem als auch mit langem Fahnenblech. Es werden Varianten mit Anschlüssen auf beiden Seiten des Hauptträgers sowie Varianten mit und ohne Betongurt geprüft. Bei den Nebenträgern handelt es sich stets um gewalzte H- oder I-Profile, während bei den Hauptträgern auch einzelne Varianten mit einfachsymmetrischem Querschnitt aus einzelnen Blechstreifen betrachtet werden. Für die Anschlussbleche wurden unterschiedliche Dicken betrachtet. Die Modellierung erfolgte unter Berücksichtigung der zweistufigen Emissivität für die Wirkung der Feuerverzinkung und der Sichtfaktoren. In den nachfolgenden Diagrammen (Abbildung 6-6) werden einige Ergebnisse der Parameterstudie für Anschlüsse mit kurzen Doppelwinkeln sowie mit kurzen Fahnenblechen dargestellt.

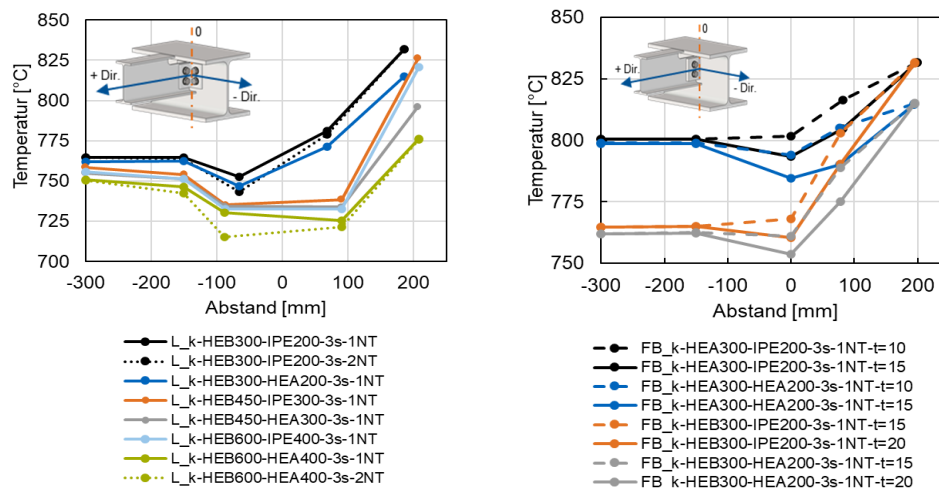


Abbildung 6-6: Temperaturverteilung nach 30 min ETK entlang der Laufkoordinate bei Anschlüssen mit kurzen Winkeln (links) und mit kurzen Fahnenblechen (rechts)

7 Anschlüsse zwischen feuerverzinkten und beschichteten Stahlträgern im Brandfall

7.1 Anschlusskonfigurationen

Im Rahmen des Forschungsprojekts sollte das Erwärmungsverhalten von Anschlüssen feuerverzinkter Sekundärträger an einen mit reaktiven Brandschutzsystem (RBS) geschützten Hauptträger untersucht werden. Ziel dieser Untersuchung war es, thermische Daten im Anschlussbereich von I-Profilträgern zu erhalten, weshalb die Brandversuche ohne mechanische Belastung durchgeführt wurden. Mit Hilfe von Brandversuchen und numerischen Simulationen wurde die zusätzliche Erwärmung durch den thermischen Einfluss eines feuerverzinkten Sekundärträgers untersucht und darauf aufbauend ein anwenderfreundliches analytisches Berechnungsverfahren entwickelt.

Zur Untersuchung des Erwärmungsverhaltens typischer Anschlussdetails wurden an der TU München zwei realmaßstäbliche Brandversuche mit jeweils unterschiedlichem Versuchsaufbau konzipiert und durchgeführt. Die Versuchsaufbauten bestehen jeweils aus zwei mit reaktiven Brandschutzsystem (RBS) beschichteten Hauptträgern und feuerverzinkten Sekundärträgern. Für die Haupt- und Sekundärträger wurden HEB-, HEA- und IPE-Profile der Stahlgüte S235JR in unterschiedlichen Abmessungen verwendet. Für den Anschluss der Nebenträger an die Hauptträger wurden acht verschiedene Anschlussvarianten, bestehend aus Doppelwinkeln und Fahnenblechen in verschiedenen Dicken und Längen, untersucht. Die Hauptträger hatten eine Länge von 3,50 m und die Sekundärträger eine Länge von ca. 1,50 m als Achsabstand zwischen den Hauptträgern in Längsrichtung. Alle Anschlussdetails wurden mit einem Spalt von 10 mm zwischen Hauptträger- und Sekundärträgerflansch ausgeführt, wobei der Anschluss der Sekundärträger immer oberkantenbündig ausgeführt wurde. Es wurde eine 4-seitige Brandbeanspruchung gewählt, um eine maßgebliche thermische Beeinflussung im Anschlussbereich zu untersuchen.

Die Beschichtung der Hauptträger erfolgte mit einem epoxidharzbasierten RBS mit einer gültigen Europäischen Technischen Bewertung [23] und einer nationalen Zulassung [24]. Es wurde nur die intumeszierende Beschichtung aufgetragen, da für das gewählte RBS eine Grundierung und eine Deckbeschichtung nicht zwingend erforderlich sind. Für die erforderliche Trockenschichtdicke (TSD) des reaktiven Brandschutzsystems wurde eine allseitige Brandbeanspruchung nach der Einheits-Temperaturzeitkurve (ETK) sowie eine Bemessungstemperatur des Stahlbauteils von 500°C gewählt. Die feuerverzinkten Sekundärträger wurden aufgrund einer chemischen Analyse und des Materialzeugnisses der Kategorie B (Sebisty-Bereich) nach DIN EN ISO 14713 [25], die einem Si-Gehalt zwischen 0,14% - 0,25% aufweist, zugeordnet.

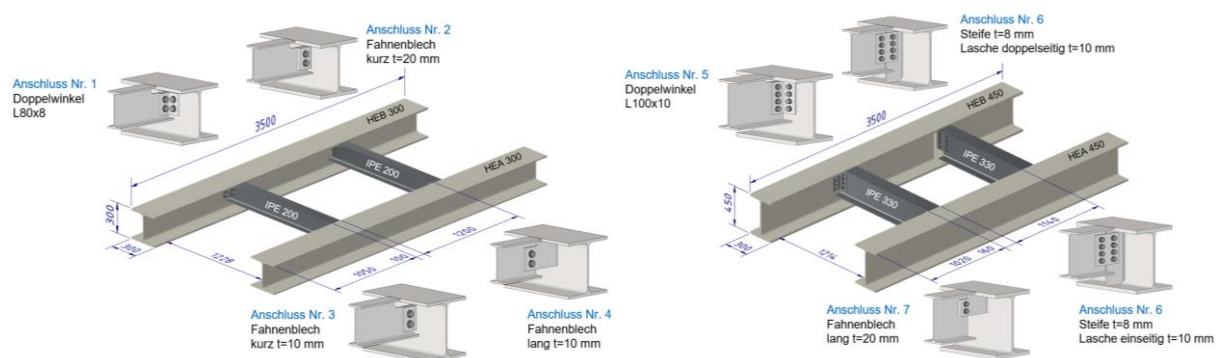


Abbildung 7-1: Versuchsaufbau Nr. 1 – Anschlussdetails 1 bis 4 (links) und Versuchsaufbau Nr. 2 – Anschlussdetails 5 bis 8 (rechts)

Gemäß dem erhaltenen Materialzeugnis und durchgeführter chemischer Analyse wurden die Winkel ebenfalls der Kategorie B zugeordnet. Die Laschen wurden dem Niedrigsilizium-Bereich (Si-Gehalt $\leq 0,03\%$) zugeordnet, was Kategorie A nach DIN EN ISO 14713-2, entspricht.

Die ausgeklinkten feuerverzinkten Sekundärträger und die langen Fahnenbleche wurden nach der DAST-Richtlinie 022 für die Detailklasse B ausgeführt. Die Sekundärträger der Anschlüsse 1, 2, 3 und 5 aus Abbildung 7-1 hatten einen Ausrundungsradius von 20 mm und eine Ausrundungslänge l_{Auskl} von 145 mm. Die langen Fahnenbleche von Anschluss 4 und 7 aus Abbildung 7-1 hatten einen Ausrundungsradius von 10 mm und eine Ausrundungslänge l_{Auskl} von 100 mm.

Die Temperaturmessung an den Stahlbauteilen erfolgte mit Hilfe von Thermoelementen des Typs K mit einem Durchmesser von $2 \times 0,5$ mm, die mit Glasseide isoliert waren. Die Anbringung der Thermoelemente erfolgte in der Mitte der jeweiligen Bauteildicke. Eine Erfassung der Temperaturen in der Mitte der Dicke der einzelnen Stahlbauteile war notwendig, um genaue Aussagen über das tatsächliche Temperaturniveau, insbesondere bei den verzinkten bzw. mit RBS beschichteten Trägern, treffen zu können.

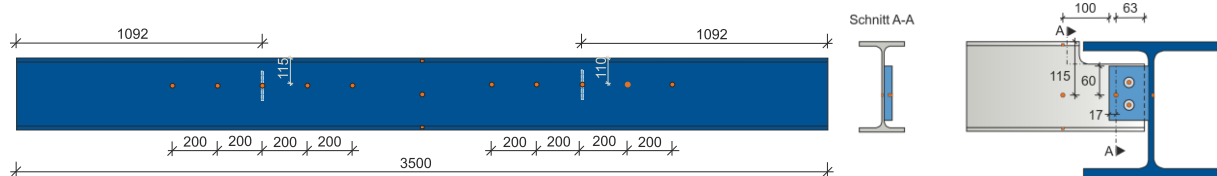


Abbildung 7-2: Messstellen am Hauptträger HEA 300, am Sekundärträger IPE 200, im Anschlussblech und in den Schrauben - Versuchsaufbau Nr.1, Maße in [mm]

Die Messpunkte im Sekundärträger wurden im Steg und in den beiden Flanschen festgelegt. Der Abstand von der Kante des Anschlussblechs betrug 100 mm. Parallel zur Messstelle im Anschlussblech wurde eine weitere Messstelle im Steg des Sekundärträgers vorgesehen. Die Messung der Temperatur in den Schrauben wurde bei einer Tiefe des Bohrlochs von 5 mm unterhalb des Kopfes durchgeführt (Abbildung 7-2). Um die Temperatur im Brandraum zu messen, wurden vier Plattenthermometer verwendet und auf der Höhe der Konstruktion im Bereich der Anschlüsse in einem Abstand von ca. 10 cm zu den Probekörpern angeordnet.

Die Konstruktion wurde auf Porenbetonsteinen in einer Höhe von 1,0 m gelagert, sodass sie sich ungefähr auf mittlerer Höhe des Brandraums befand (Abbildung 7-3). Die Hauptträger wurden nicht an den Porenbetonsteinen befestigt, sodass Verformungen infolge der Temperatur möglich waren.



Abbildung 7-3: Versuchsaufbau Nr.1 (links) und Nr.2 (rechts) vor dem Brandversuch [26]

Die Versuchsdurchführung erfolgte nach DIN EN 1363-1. Die Brandraumtemperatur wurde gemäß der Einheitstemperaturzeitkurve (ISO 834) nach DIN EN 1991-1-2 [27] gesteuert. Mit vier Ölbrennern, die oben und unten an den Seitenwänden angeordnet waren, wurde die

Beflammung im Brandraum nach ETK durchgeführt. Eine direkte Beflammung der Konstruktion fand nicht statt und es wurde auch keine mechanische Belastung aufgebracht. Das Ziel der Versuche bestand ausschließlich darin, Erkenntnisse über die Entwicklung der Stahltemperatur während der ersten 30 Minuten der Brandbeanspruchung zu gewinnen.

7.2 Temperaturentwicklung Anschlussdetails

Bei allen Anschlussdetails erwärmten sich die mit RBS beschichteten Hauptträger erwartungsgemäß langsamer als der verzinkten Sekundärträger. Die schnelle Erwärmung der Sekundärträger ist auf das hohe A_m/V -Verhältnis von 269,47 [1/m] für IPE 200 zurückzuführen. Der Einfluss der Feuerverzinkung ist in diesem Fall gering, da die Erwärmung zu Versuchsbeginn hauptsächlich durch Konvektion erfolgte und aufgrund des hohen A_m/V -Verhältnisses. Der Einfluss der Verzinkung wird erst bei der Erwärmung durch Strahlung wirksam. Der zeitliche Temperaturverlauf für Anschlussdetail 1 des ersten Versuchsaufbaus ist in den nachfolgenden Diagrammen dargestellt.

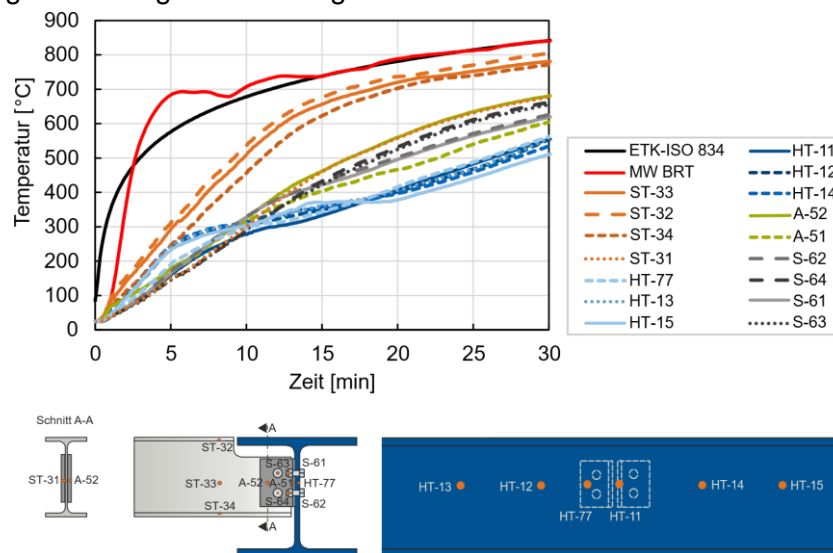


Abbildung 7-4: Temperaturentwicklung und Messstellen im Anschlussdetail 1 (HT: HEB 300 und ST: IPE 200) – Versuchsaufbau Nr. 1

Um den Einfluss der Erwärmung infolge feuerverzinkter Sekundärträger an einem mit einem RBS beschichteten Hauptträger beurteilen zu können, wird eine Laufkoordinate x entlang der vorhandenen Messstellen wie in Abbildung 7-5 definiert. Die Laufkoordinate x verläuft von der Messstelle im Steg des Sekundärträgers ($x = 0$) über die Messstellen im Anschlussblech bis zum Steg des Hauptträgers. Ab dem Hauptträgersteg unmittelbar hinter dem Anschluss verläuft die Laufkoordinate weiter zu den angrenzenden Messstellen links oder rechts des Anschlusses.

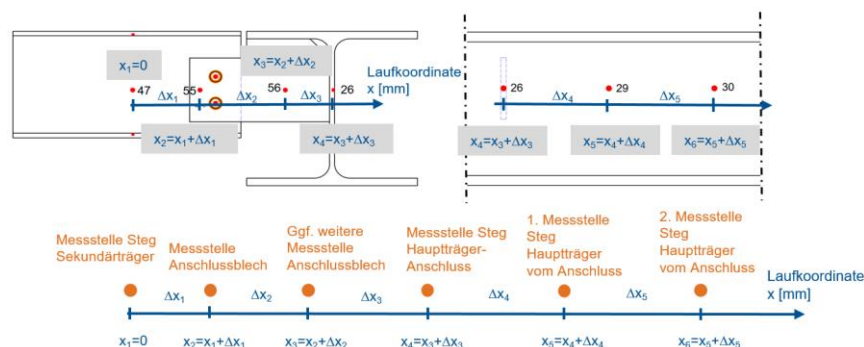


Abbildung 7-5: Allgemeine Darstellung der Laufkoordinate x

Der Temperaturverlauf nach 30 min entlang der Laufkoordinate x ist für die acht Anschlussdetails in den nachfolgenden Diagrammen dargestellt (Abbildung 7-6 und Abbildung 7-7).

Versuchsaufbau 1

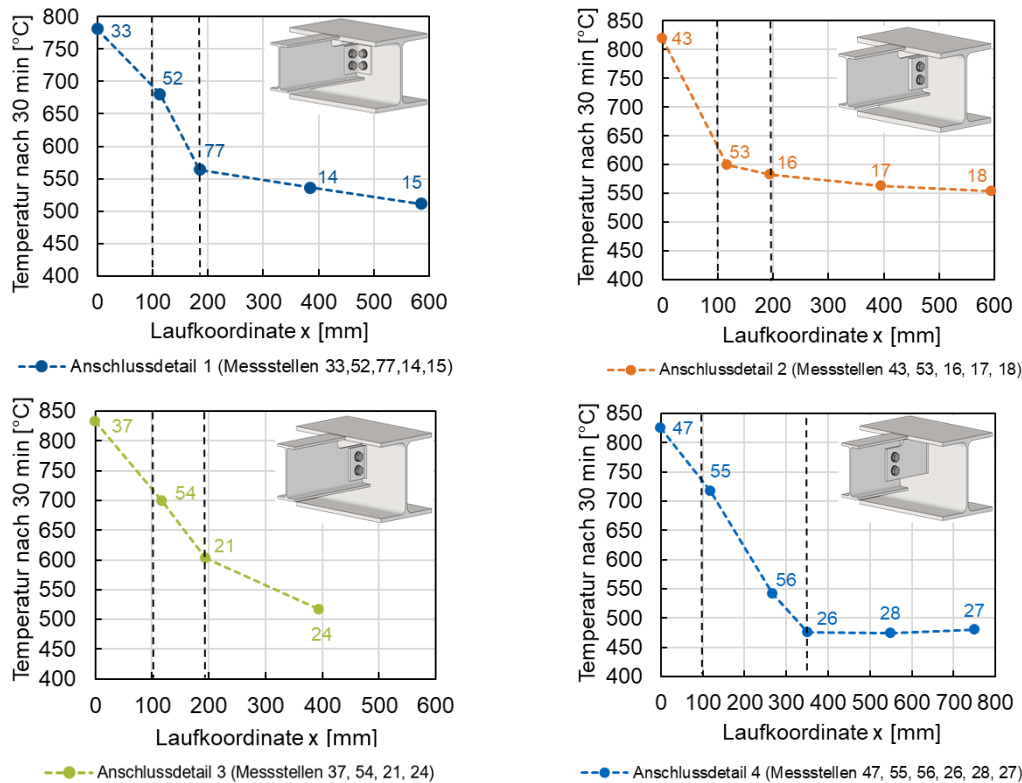
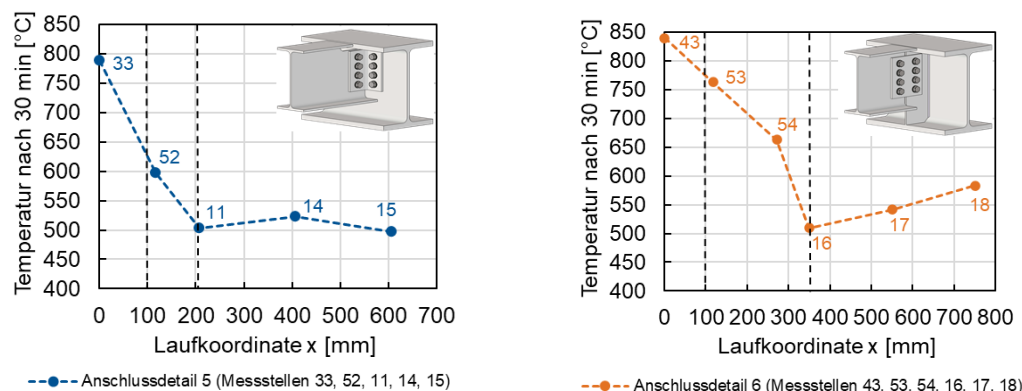


Abbildung 7-6: Temperatur nach 30 min Brandlast entlang der Laufkoordinate x für die Anschlüsse 1-4

Die unterschiedliche Temperaturentwicklung im Hauptträger HEB 300 im Bereich der Anschlussdetails 1 und 2 ist auf die Lage der Träger im Ofen und den Beschichtungsabfall im Bereich des Anschlussdetails 2 zurückzuführen. Die zunehmende Länge und Dicke des Anschlussbleches führt zu einer signifikanten Temperaturabnahme vom Sekundärträger zum Hauptträger. Die Temperaturdifferenz im Steg des Hauptträgers zwischen den Messstellen im Anschlussbereich und den angrenzenden Messstellen ist je nach Anslusstyp sehr unterschiedlich. Diese Differenz beträgt $\Delta T = 1^\circ\text{C}$ im Anschlussdetail 4 und $\Delta T = 86^\circ\text{C}$ im Anschlussdetail 3.

Versuchsaufbau 2



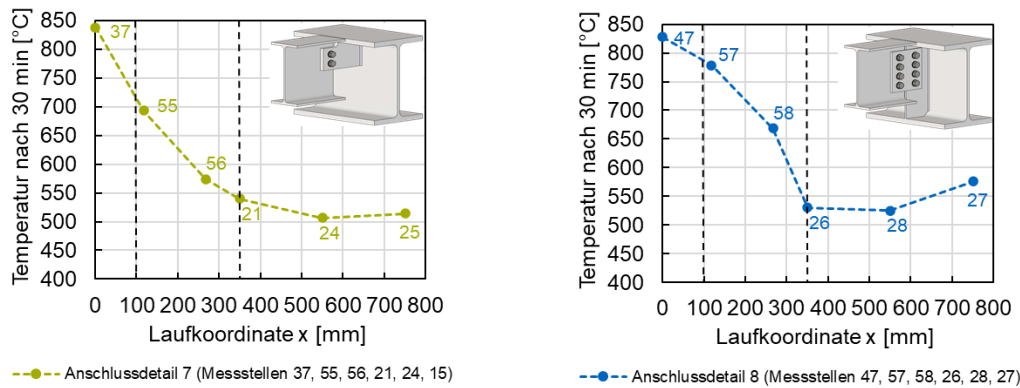


Abbildung 7-7: Temperatur nach 30 min Brand entlang der Laufkoordinate x für die Anschlüsse 5-8

Alle vier Anschlussdetails zeigen einen ähnlichen Temperaturverlauf, der über die Anschlussbleche bis zum Hauptträger stark abfällt. Der Unterschied zwischen der Temperaturentwicklung in den Anschlüssen mit den feuerverzinkten Laschen und derjenigen mit den feuerverzinkten Winkeln entsteht aufgrund der unterschiedlichen Stegdicken der Sekundärträger und Dicken der Anschlussbleche. Die zunehmende Länge und Dicke des Anschlussbleches führt zu einer signifikanten Temperaturabnahme vom Sekundärträger zum Hauptträger.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zeigen, dass je nach Art des Anschlusses nur ein geringer Wärmeübergang von den verzinkten Sekundärträgern zu den geschützten Hauptträgern stattfindet. Die Geometrie des Anschlusses beeinflusst die Temperaturabnahme vom ungeschützten Sekundärträger zum geschützten Hauptträger. Das Feuerverzinken von losen Anschlüssen und das Beschichten von Anschlüssen, die mit dem Hauptträger verschweißt sind, ist je nach Art des Anschlusses möglich.

8 Numerische Untersuchungen von Anschlüssen zwischen HDG-RBS Trägern

Um den Einfluss der Geometrie auf das Erwärmungsverhalten von feuerverzinkten und beschichteten Trägern zu untersuchen, wurden Finite-Elemente-Modelle mit dem FE-Programm ABAQUS erstellt und anhand der experimentellen Daten validiert. Anschließend wurde eine Parameterstudie durchgeführt, bei der verschiedene Profilgeometrien der Träger sowie Anschlussbleche mit variierenden Längen und Dicken untersucht wurden. Die intumeszierende Beschichtung wurde im aufgeschäumten Zustand unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Eigenschaften modelliert. Die numerische Simulation erfolgte mittels einer thermisch-transienten Analyse. In [28] wurde gezeigt, dass die in [29] angegebenen Materialeigenschaften mit Hilfe der Ähnlichkeitstheorie so modifiziert werden können, dass der Ausdehnungseffekt in den Materialeigenschaften abgebildet wird. Die numerischen Modelle wurden mit den in [29, 28] beschriebenen Methoden erstellt.

Für den feuerverzinkten Stahl wurde der Emissionsgrad aus begleitenden Kleinbrandversuchen ermittelt und für die Validierung der FE-Modelle verwendet. Für die Sekundärträger (IPE 200) ergab sich bei einer Stahltemperatur bis 500 °C ein Emissionsgrad von 0,15. Der Emissionsgrad stieg langsam bis zu einem Wert von $\epsilon=0,7$ an, der erst bei einer Stahltemperatur von 850 °C erreicht wurde. Der Einfachheit halber wurde für die Simulation ein Mittelwert für den Emissionsgrad von $\epsilon = 0,25$ ermittelt und als konstanter Wert in die Strahlungsdefinition des Sekundärträgers eingetragen. Da die Erwärmung des Sekundärträgerquerschnittes aufgrund des hohen A_m/V -Verhältnisses überwiegend durch Konvektion erfolgt, ist der Anteil der Strahlungserwärmung bei Berücksichtigung des Emissionsgrades gering. Aus diesem Grund

wurden die Modelle mit einem konstanten Emissionsgrad berechnet. Die zweistufige temperaturabhängige Emissivität wurde in den Modellen ebenfalls überprüft und anschließend für die Parameterstudie verwendet.

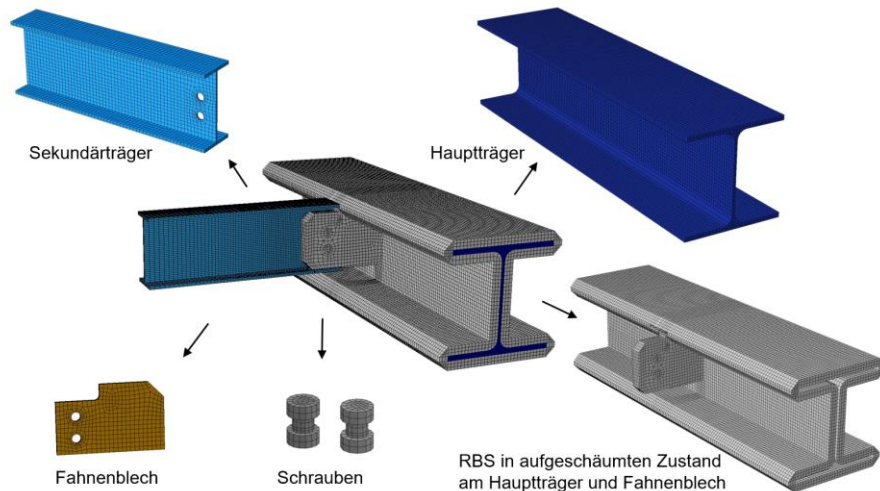


Abbildung 8-1: FE-Modell Anschlussdetail 4

Die Ergebnisse der Finite-Elemente-Berechnungen (FE-Berechnungen) wurden mit den experimentell ermittelten Temperaturdaten verglichen. Eine detaillierte Validierung der Anschlüsse wurde in [30] durchgeführt. Exemplarisch werden hier nur die Ergebnisse der Simulation des Anschlussdetails 4 mit dem langen Fahnenblech dargestellt (Abbildung 8-2).

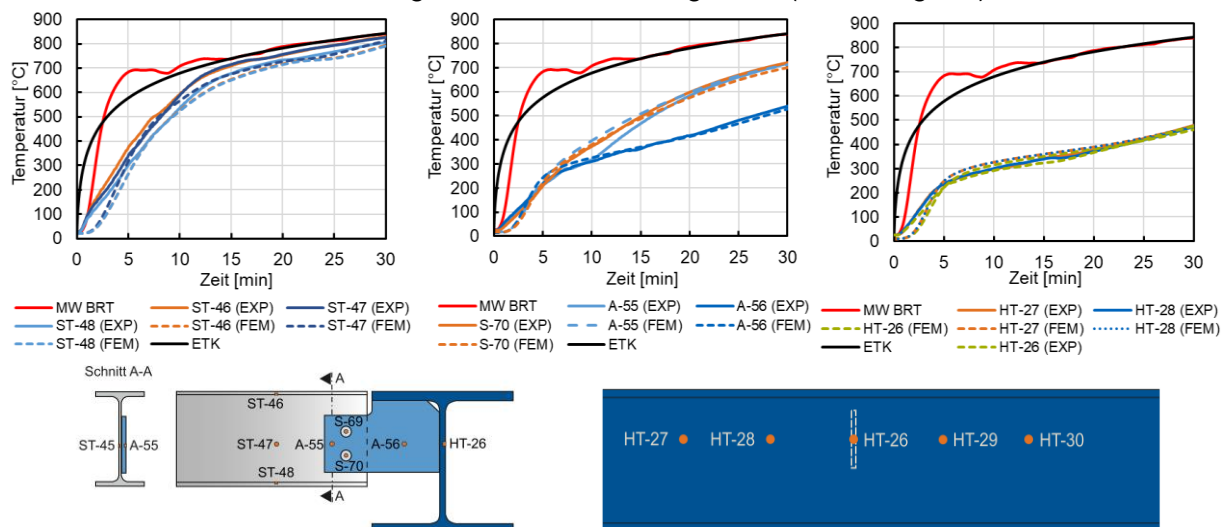


Abbildung 8-2: Temperaturentwicklung in Anschluss 4 im Sekundärträger (links), im Fahnenblech und den Schrauben (Mitte), und im Steg des Hauptträgers (rechts)

Aus den Diagrammen ist eine gute Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der FE-Analyse und den experimentellen Daten zu erkennen.

Um zu untersuchen, wie der Anslusstyp und die Geometrie der Bauteile die Erwärmung des Anschlusses beeinflussen, wurde eine Parameterstudie in Abaqus durchgeführt. Hierbei wurden verschiedene Doppel-T-Profile für die Hauptträger und Sekundärträger mit unterschiedlichen Verbindungsblechen kombiniert. Es wurden die gleichen drei Anslusstypen wie bei den experimentellen Vergleichen betrachtet: Doppelwinkel mit ausgeklinktem Sekundärträger, kurzes Fahnenblech mit ausgeklinktem Sekundärträger und langes Fahnenblech mit nicht ausgeklinktem Sekundärträger. Die zweistufige temperaturabhängige Emissivität (0,35-0,7) wurde in den FE-Modellen berücksichtigt. In Abbildung 8-3 sind die Temperaturentwicklungen nach 30

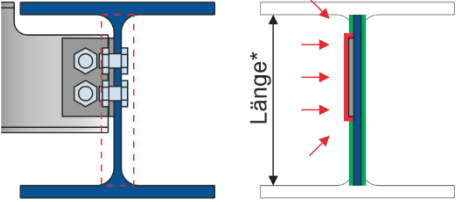
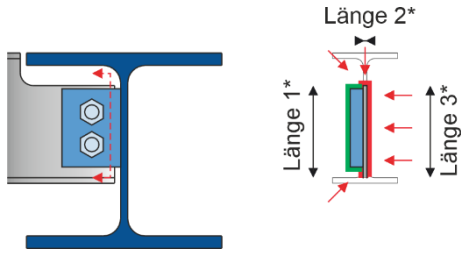
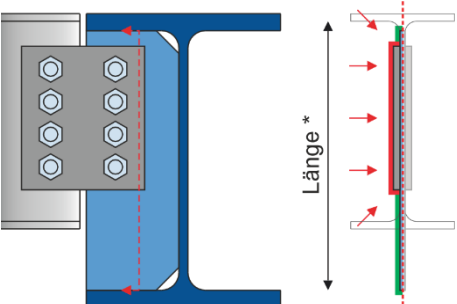
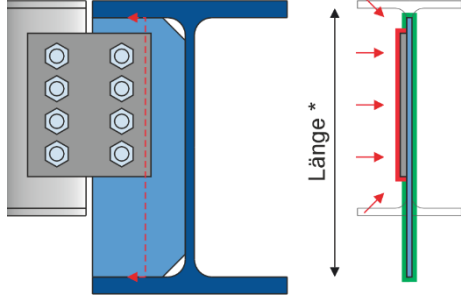
$$f_{\text{ungeschützt}} = \frac{U_{\text{ungeschützt}}}{U^*} \begin{cases} \geq 0,5 \\ \leq 0,65 \text{ (Brandgas)} \\ \leq 0,6 \text{ (ETK)} \end{cases} \quad (9-2)$$

Der Wichtungsfaktor f für die geschützte Trägerseite wird konstant mit 0,5 angenommen. Die allgemeine Formel zur Ermittlung des zeitlichen Temperaturverlaufs im Anschlussbereich unter Berücksichtigung des Einflusses der unsymmetrischen Oberflächenbeschaffenheit kann wie folgt formuliert werden

$$T = T_{\text{ungeschützt}} \cdot f_{\text{ungeschützt}} + T_{\text{geschützt}} \cdot f_{\text{geschützt}} \quad (9-3)$$

Die nachfolgende Tabelle enthält einige Gleichungen zur Berechnung des Wichtungsfaktors $f_{\text{ungeschützt}}$ für unsymmetrische Anschlussquerschnitte. Dabei sind die Ränder des ungeschützten Stahlbauteils rot und die geschützten Ränder grün gekennzeichnet.

Tabelle 9-1: Wichtungsfaktors für unsymmetrische Anschlussquerschnitte

<p>Verzinkter Doppelwinkel an geschütztem Träger</p> $f_{\text{ungeschützt}} = \frac{U_{\text{ungeschützt}}}{\text{Länge}^*}$ 	<p>Geschütztes Fahnenblech an verzinktem Träger</p> $f_{\text{ungeschützt}} = \frac{U_{\text{ungeschützt}}}{\sum \text{Länge}^*}$ 
<p>Verzinkte Lasche an geschützter Steife, doppel-seitig</p> $f_{\text{ungeschützt}} = \frac{U_{\text{ungeschützt}}}{\text{Länge}^*}$ 	<p>Verzinkte Lasche an geschützter Steife, einseitig</p> $f_{\text{ungeschützt}} = \frac{U_{\text{ungeschützt}}}{\text{Länge}^*}$ 

Es ist bekannt, dass der durchfließende Wärmestrom an allen Orten konstant ist und sich lediglich durch den Querschnittswert A und die Wärmeleitfähigkeit λ unterscheidet. Mittels eines Wärmestrom-Weg Diagramms wird der Verlauf des Wärmestroms im Anschluss schematisch dargestellt.

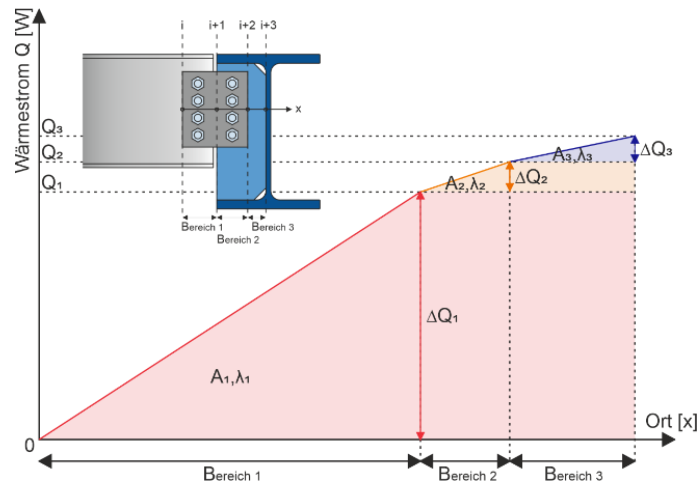


Abbildung 9-1: Allgemeine Darstellung Wärmestrom-Weg-Diagramm für Anschluss 6

Aus dem Diagramm ist ersichtlich, dass der Wärmestrom im Bereich $i+j$ nicht bei 0 beginnt. Der bereits geflossene Wärmestrom aus den vorhergehenden Bereichen wird im nächsten Bereich berücksichtigt. Aus dieser Randbedingung wird nun eine allgemeine Gleichung im Anschlussbereich in Abhängigkeit vom Ort x , dem Querschnitt A und der Wärmeleitfähigkeit λ abgeleitet.

$$T(x) = T_{start} - \dot{Q} \cdot \left(\sum_{i=1}^n \frac{L_i}{A_i \cdot \lambda_i} \cdot \frac{1}{1 + e^{-k_i \left(x - \left(\sum_{j=0}^i L_{j-1} + \frac{L_i}{2} \right) \right)}} \right) \quad (9-4)$$

Der Parameter k_i beschreibt den Wärmeleitungsgradienten innerhalb eines definierten Bereiches und kann mit folgender Formel berechnet werden. Für den n -ten Bereich wird der Wärmestrom aufgrund der Formeleigenschaft nicht vollständig berücksichtigt. Um diese Abweichung so weit wie möglich auszugleichen, muss der Gradientenparameter k im n -ten Bereich separat berechnet werden.

$$\begin{aligned} \text{Für } i \neq n: \quad k_i &= \frac{\lambda_{i+1} - \lambda_i}{L_i} \\ \text{Für } i = n: \quad k_n &= \frac{\lambda_n - \lambda_{n-1}}{L_n/2} \end{aligned} \quad (9-5)$$

Die Ergebnisse der analytischen Lösung sowie der allgemeinen Funktion wurden mit den experimentellen Daten und den Ergebnissen aus den FE-Simulationen validiert. Der Vergleich der drei in dieser Untersuchung verwendeten Methoden zeigte eine hohe Übereinstimmung der Ergebnisse.

Zusammenfassung

Da die DAST-Richtlinie 022 derzeit nur für Stahlfestigkeiten bis S500¹ gilt, ist eine Erweiterung der Regeln bis S690QL erforderlich. Methodisch wurde im Rahmen dieses Forschungsprojekts dabei wie folgt vorgegangen: zunächst wurde die ertragbare plastische Dehnung für S355J2 (Referenz), S460M und S690QL mit der LNT-Probenform nach DAST-Richtlinie 022 Anlage 4 für zwei verschiedene Dehnraten getestet. Durch eine Modellvalidierung der LNT-Versuche konnte in einem weiteren Schritt die auftretenden plastischen Vergleichsdehnungen als Maß für die Dehnbarkeit der jeweiligen Stahlsorten festgestellt werden. Die Dehnbarkeiten der S460M LNT-Proben lagen alle über 11,4 % plastische Vergleichsdehnung, wobei hier eine

¹ Nach DIN EN 10025-1 bis DIN EN 10025-4, sowie für vergleichbare Stähle nach DIN EN 10210-1 und DIN EN 10219-1

Dehnratenabhängigkeit festgestellt wurde. Die LNT-Proben der Stahlsorte S690QL wiesen hingegen deutlich kleinere Dehnbarkeiten auf, die zum Teil nur knapp oberhalb von 1,0 % plastische Vergleichsdehnung lagen. Auch hier war eine Dehnratenabhängigkeit festzustellen.

Ergänzt wurden die LNT-Untersuchungen durch Großverzinkungsversuche. In diesen Großversuchen von typischen Stahlquerschnitten und Details von Verbundträgern wurden die Dehnungsverläufe an den maßgebenden Stellen sowie der Temperatureintrag während des Verzinkungsprozesses gemessen. Die Versuchsdaten wurden anschließend durch ein numerisches FE-Modell validiert, um weiterführende Parameterstudien an den Trägern durchzuführen.

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden die temperaturabhängigen Materialeigenschaften von normal-, höher- und hochfesten Stählen untersucht. Insgesamt wurden Versuche mit drei Stahlsorten durchgeführt: S355J2, S460M und S690QL, die jeweils für die Verzinkungsversuche und die belasteten Großversuche verwendet wurden. Zur Ermittlung der temperaturabhängigen Materialeigenschaften wurden sowohl stationäre als auch instationäre Versuche durchgeführt. Ein Teil der Probekörper wurde zusätzlich vor dem Versuch verzinkt, um mögliche Einflüsse des Verarbeitungsschrittes auf das mechanische Verhalten identifizieren zu können.

Um den Einfluss der Verzinkung unter gleichzeitiger mechanischer und thermischer Beanspruchung zu untersuchen, wurden realmaßstäbliche Brandversuche an feuerverzinkten Verbundträgern durchgeführt. Dabei kamen sechs verschiedene Stahlprofile zum Einsatz, darunter warmgewalzte Standardprofile (HEB300 und HEB450) aus S460M sowie geschweißte, doppelsymmetrische Profile aus S690QL und einfachsymmetrische Profile aus S460M kombiniert mit S690QL. Zusätzlich wurden Sekundärträger (S355J2) in der Mitte der Träger angeordnet, um den Einfluss der Erwärmung in einem feuerverzinkten Anschlussdetail zu untersuchen.

Die Ergebnisse zeigten, dass die Verzinkung die Erwärmung der Stahlprofile verzögert, besonders bei den Stegtemperaturen, was auf den geringeren Emissionsgrad des verzinkten Stahls zurückzuführen ist. Der in [3] vorgeschlagene Ansatz eines temperaturabhängigen Emissionsgrades, der bis zu einer Bauteiltemperatur von 500 °C auf $\epsilon_m = 0,35$ reduziert und danach auf $\epsilon_m = 0,7$ erhöht wird, erwies sich als anwendbar.

Während der Versuche traten unerwartet Risse in den S690QL-Trägern auf, die zu weiteren Untersuchungen führten. An der MPA Darmstadt wurden mikrofraktografische Bruchflächenuntersuchungen mittels Rasterelektronenmikroskopie (REM) und Analysen der Bruchflächen mittels energiedispersiver Röntgenspektroskopie (EDX) durchgeführt. Die Untersuchungen deuteten darauf hin, dass flüssigmetallinduzierte Rissbildung (LMAC) als Phänomen für das Versagen der Stahlträgerproben im Brandversuch sowie der Risse in den Zugproben war. Die genaue Ursache der Rissbildung beim Material S690QL konnte jedoch nicht eindeutig geklärt werden.

Das Material S460M von Zugprobe 2 welches ebenfalls Anzeichen von LMAC aufwies wurde in einen instationären Heißzugversuch unter einer hohen Laststufe geprüft und stellt einen besonderen Fall dar. Bei den Heißzugversuchen wurden nur zwei Zugproben für die 50%-Laststufe der Streckgrenze untersucht, und an einer dieser Proben wurden die Werkstoffuntersuchungen durchgeführt. Bei den Verbundträgern mit den Walzprofilen HEB 300 und HEB 450 aus S460M (Träger 1 und Träger 2) sowie dem einfachsymmetrischen Querschnitt aus ½ IPE 500, S460M und Unterflansch 340x30 mm, S690QL (Träger 5) wurden während der Brandversuche und nach Abkühlung der Träger keine Auffälligkeiten festgestellt. Diese Träger haben während der Brandversuche nicht versagt, und es wurden keine Anzeichen von LMAC

festgestellt. Sowohl bei den Trägern als auch bei den LNT- und Großverzinkungsversuchen wurden für das Material S460M keine Anzeichen für LMAC festgestellt. Vor dem Hintergrund der Anwendung von Stahlsorten bis S500 ist der Werkstoff S460M gemäß DAST-Richtlinie 022 auch aus brandschutztechnischer Sicht als sicher einzustufen.

Anschließend wurden FE-Modelle erstellt und mit den durchgeführten Versuchen validiert. Mit den validierten Modellen wurde eine umfangreiche Parameterstudie durchgeführt. Die Ergebnisse der Parameterstudie an feuerverzinkten Verbundträgern aus warmgewalzten Profilen zeigten für den Schlupf ein ähnliches Verhalten wie bei den Untersuchungen in [2].

In Brandversuchen wurde der Temperatureinfluss von ungeschützten Sekundärträgern auf geschützte Hauptträger untersucht. Die Hauptträger wurden mit einem reaktiven Brandschutzsystem (RBS) geschützt, während die Nebenträger feuerverzinkt waren. Verschiedene Anschlussdetails wurden getestet, um die Temperaturverläufe an acht Anschlüssen zu analysieren. Die Versuche zeigten, dass der Wärmeübergang von den verzinkten Sekundärträgern zu den geschützten Hauptträgern je nach Art des Anschlusses gering war. Dadurch kann es ausreichend sein, nur die Hauptträger zu beschichten, was erhebliche Kosteneinsparungen ermöglicht. Es wurde festgestellt, dass die Geometrie und Dicke der Anschlüsse die Erwärmung der Hauptträger beeinflussen. In einigen Fällen könnte eine lokale Erhöhung der Trockenschichtdicke oder eine Anpassung der Bemessung des Trägers notwendig sein.

FE-Modelle verschiedener Anschlüsse wurden entwickelt und validiert. In eine umfangreiche Parameterstudie wurde der Einfluss der Geometrien von Trägern und Anschlussteilen untersucht. Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen und FE-Simulationen wurde eine analytische Lösung zur Bestimmung der Temperaturentwicklung in den Anschlussbereichen entwickelt. Diese Lösung ermöglichte eine Vereinfachung der Temperaturbestimmung im Anschlussdetail. Der Vergleich der analytischen Lösung, der FE-Simulation und der experimentellen Daten zeigte eine hohe Übereinstimmung der Ergebnisse nach 30 Minuten.

10 Literatur

- [1] *M. Mensinger, C.G.*: Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 18887 N. Feuerwiderstand von feuerverzinkten, tragenden Stahlkonstruktionen im Brandfall. München, Technische Universität München, Schlussbericht, 2018.
- [2] *Mensinger, M.; Pfenning, S.; Zehfuß, J. et al.*: Schlussbericht zu IGF-Vorhaben Nr. 19105 N: Mindestverdübelung von Verbundträgern bei Brand, 2018.
- [3] prEN 1993-1-2:2022-03: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall.
- [4] *Qiang, X.; Bijlaard, F.; Kolstein, H.* Dependence of mechanical properties of high strength steel S690 on elevated temperatures [online]. *In: Construction and Building Materials* 2012, **2012**, 73-79, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.12.018>.
- [5] *Qiang, X.; Bijlaard, F.; Kolstein, H.* Deterioration of mechanical properties of high strength structural steel S460N under steady state fire condition [online]. *In: Materials and Design* 2012, **2012**, 438-442, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.11.069>.
- [6] *Qiang, X.; Bijlaard, F.; Kolstein, H.* Deterioration of mechanical properties of high strength structural steel S460N under transient state fire condition [online]. *In: Materials and Design* 2012, **2012**, 521-527, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2012.04.028>.
- [7] *Qiang, X.; Wu, Z.; Jiang, X. et al.* Mechanical Properties of High Strength Steel S690 at Elevated Temperatures [online]. *In: 2016*, **2016**, <http://dx.doi.org/10.11908/j.issn.0253-374x.2016.05.005>.
- [8] *Xiong, M.-X.; Liew, J.Y.R.* Experimental study to differentiate mechanical behaviours of TMCP and QT high strength steel at elevated temperatures [online]. *In: Construction and Building Materials* 2020, **2020**, <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118105>.
- [9] *Xiong, M.-X.; Liew, J.Y.R.* Mechanical properties of heat-treated high tensile structural steel at elevated temperatures [online]. *In: Thin-Walled Structures* 2016, **2016**, 169-176, <https://doi.org/10.1016/j.tws.2015.04.010>.
- [10] *Choi, I.-R.; Chung, K.-S.; Kim, D.-H.* Thermal and mechanical properties of high-strength structural steel HSA800 at elevated temperatures [online]. *In: Materials and Design* 2014, **2014**, 544-551, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2014.06.035>.
- [11] *Chiew, S.P.; Zhao, M.S.; Lee, C.K.* Mechanical properties of heat-treated high strength steel under fire/ post-fire conditions [online]. *In: Journal of Constructional Steel Research* 2014, **2014**, 12-19, <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.02.003>.
- [12] *Neuenschwander, M.; Scandella, C.; Knobloch, M. et al.* Modeling elevated-temperature mechanical behavior of high and ultra-high strength steels in structural fire design [online]. *In: Materials and Design* 2017, **2017**, 81-102, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.09.041>.
- [13] *Winful, D.; Cashell, K.A.; Afshan, S. et al.* Elevated temperature material behaviour of high strength steel [online]. *In: ICE Journal Structures and Buildings* 2017, **2017**, <http://www.icevirtuallibrary.com/doi/abs/10.1680/jstbu.16.00213>.
- [14] *Li, G.-Q.; Song, L.-X.* Mechanical properties of TMCP Q690 high strength structural steel at elevated temperatures [online]. *In: Fire Safety Journal* 2020, **2020**, <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.103190>.
- [15] *Huang, L.; Li, G.-Q.; Wang, X.-X. et al.* High Temperature Mechanical Properties of High Strength Structural Steels Q550, Q690 and Q890 [online]. *In: Fire Technology* 2018, **2018**, 1609-1628, <https://doi.org/10.1007/s10694-018-0760-9>.

- [16] Li, Y.; Wang, M.; Li, G. et al.: Mechanical properties of hot-rolled structural steels at elevated Temperatures : A review. *In: Fire Safety Journal* 119 (2021), S. 103237. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2020.103237>.
- [17] Hanus, F.; Caillet, N.; Gaillard, S. et al.: Strength reduction factors for S355 to S500 steel grades under steady-state and transient-state heating. *In: Journal of Structural Fire Engineering* 11 (2019), Heft 2, S. 137-149. <https://doi.org/10.1108/JSFE-01-2019-0001>.
- [18] DASt Richtlinie 022 – Feuerverzinken von tragenden Stahlbauteilen, 2016.
- [19] DIN EN 1994-1-2_2010-12: Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall.
- [20] DASt-Richtlinie 027: Ermittlung der Bauteiltemperatur feuerverzinkter Stahlbauteile im Brandfall.
- [21] DIN EN 1993-1-2:2010-12 Eurocode 3 (2010) Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall. Berlin:Beuth Verlag. Dez.2010, 1993.
- [22] Staatliche Materialprüfungsanstalt Darmstadt, Werkstoffanalytik – Gefüge und Mikrostruktur: Untersuchungsbericht F230323 – Untersuchungen an Abschnitten eines gebrochenen Stahlträgers und an Zugproben. 1. Ausfertigung. Zentrum für Konstruktionswerkstoffe, 2023.
- [23] ETA 11/0014 (2016) Europäische Technische Zulassung für das reaktive Brandschutzsystem Sika® Unitherm® Platinum. Warrington: Warrington Certification. Europäische Technische Zulassung, Ausgabe 2016.
- [24] DIBt-Allgemeine Bauartgenehmigung Nr. Z-19.51-2441 (2020) Reaktive Brandschutzbeschichtung „Sika® Unitherm® Platinum“ nach ETA-11/0014 zur Anwendung auf Stahlbauteilen. Berlin: Deutsches Institut für Bautechnik. Ausgabe 2020.
- [25] DIN EN ISO 14713-2:2020-05 (2020) Zinküberzüge – Leitfäden und Empfehlungen zum Schutz von Eisen- und Stahlkonstruktionen vor Korrosion – Teil 2: Feuerverzinken. Berlin:Beuth Verlag.
- [26] Mensinger, M.; Firan, M.-M.: Erwärmung des Anschlusses eines feuerverzinkten Sekundärträgers an einen mit reaktivem Brandschutzsystem geschützten Hauptträger im Brandfall – Teil 1: Brandversuche an unterschiedlichen Anschlussdetails. *In: Stahlbau* 92 (2023), Heft 12, S. 764-776. <https://doi.org/10.1002/stab.202200072>.
- [27] DIN EN 1991-1-2:2010-12 Eurocode 1 (2010) Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke. Berlin:Beuth Verlag. Dez.2010, 1991.
- [28] Sothmann und Molochnikova: Vereinfachte Numerische Simulation von Dämmschichtbildenden Brandschutzsystemen. – 4th Symposium Structural Fire Engineering (2017).
- [29] Tabeling, F.: Zum Hochtemperaturverhalten dämmschichtbildender Brandschutzsysteme auf Stahlbauteilen. Dissertation. Technische Universität Hannover, Hannover, 2014.
- [30] Markus Tremmel: Numerische Untersuchungen und Parameterstudie zur Temperaturentwicklung zwischen feuerverzinkten Sekundärträgern und mit einem reaktiven Brandschutzsystem geschützten Hauptträgern im Brandfall. München, Technische Universität München, Masterarbeit, 2024.