

# Verbunddübel im Brandfall

**T 3353**

T 3353

Dieser Forschungsbericht wurde mit modernsten Hochleistungskopierern auf Einzelanfrage hergestellt.

Die in dieser Forschungsarbeit enthaltenen Darstellungen und Empfehlungen geben die fachlichen Auffassungen der Verfasser wieder. Diese werden hier unverändert wiedergegeben, sie geben nicht unbedingt die Meinung des Zuwendungsgebers oder des Herausgebers wieder.

Die Originalmanuskripte wurden reprotechnisch, jedoch nicht inhaltlich überarbeitet. Die Druckqualität hängt von der reprotechnischen Eignung des Originalmanuskriptes ab, das uns vom Autor bzw. von der Forschungsstelle zur Verfügung gestellt wurde.

© by Fraunhofer IRB Verlag

2018

ISBN 978-3-7388-0119-4

Vervielfältigung, auch auszugsweise,  
nur mit ausdrücklicher Zustimmung des Verlages.

**Fraunhofer IRB Verlag**

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau

Postfach 80 04 69  
70504 Stuttgart

Nobelstraße 12  
70569 Stuttgart

Telefon (07 11) 9 70 - 25 00  
Telefax (07 11) 9 70 - 25 08

E-Mail [irb@irb.fraunhofer.de](mailto:irb@irb.fraunhofer.de)

[www.baufachinformation.de](http://www.baufachinformation.de)

Projekt: Verbunddübel im Brandfall

Kontakt: M.Sc. Mayur Patil  
Dipl. Ing. Marie Reichert  
[www.massivbau-kl.de](http://www.massivbau-kl.de)

Datum: 02/05/2017



Jun.-Prof. Dr.-Ing. Catherina Thiele



Dipl.-Ing. Marie Reichert



Mayur Patil, M. Sc.

## Inhaltsverzeichnis

1.	Allgemeine Informationen .....	4
2.	Zielsetzung .....	4
3.	Literaturstudie .....	5
3.1.	Richtlinien, Leitlinien und Normen .....	5
3.1.1.	Beurteilung der Tragfähigkeit ohne Feuerbeanspruchung .....	5
3.1.2.	Evaluation of anchorages in concrete concerning resistance to fire – TR 020 .....	5
3.1.3.	DIN EN 1363-1 [2] .....	8
3.1.4.	<b>European Assessment Document (EAD) 330087-00-0601</b> .....	9
4.	Einführende Grundlagen .....	12
4.1.	Verbunddübel und ihr Tragmechanismus .....	12
4.2.	Einfluss des Lastfalls Brand auf den Tragmechanismus von Verbunddübeln .....	13
5.	Betonversagen von Verbunddübeln im Brandfall .....	14
6.	Stahlversagen von Verbunddübeln im Brandfall .....	14
7.	Verbundversagen von Verbunddübeln im Brandfall .....	28
7.1.	Temperaturverteilung über die Verankerungstiefe mithilfe einer FE-Simulation mit ANSYS .....	30
7.1.1.	Eingabeparameter und Randbedingungen .....	30
7.1.2.	Parameterstudie .....	34
7.1.3.	Vergleich von Temperaturdaten aus Brandversuchen und Simulation .....	42
7.2.	Verbundspannungs-Temperaturbeziehung .....	47
7.3.	Vergleichsrechnungen zu Brandversuchen .....	55
7.3.1.	Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Mörtel B .....	55
7.3.2.	Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Mörtel C .....	61
7.3.3.	Einflussfaktoren auf Berechnungsverfahren .....	69
8.	Einfluss von Rissen auf die Tragfähigkeit von Verbunddübeln im Brandfall .....	72
8.1.	Versuchsdurchführung von Brandversuchen in gerissenem Beton .....	72
8.2.	Rissverhalten im Brandfall .....	74
9.	Fazit / Zusammenfassung .....	75
9.1.	Thermische Analysen .....	75
9.2.	Feuerwiderstandsprüfungen nach EAD 330087-00-0601 .....	75
9.3.	Berechnung des Feuerwiderstands von Verbunddübeln .....	75
9.4.	Vorschlag zur Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren .....	76
9.4.1.	Vereinfachtes Bemessungsmodell .....	76

9.4.2. Experimentelle/Rechnerische Bestimmung des Feuerwiderstands.....	77
10. Literatur .....	82
11. Anhang A – Vergleich der thermischen Simulation mit Versuchsergebnissen.....	83
12. Anhang B.....	112

## 1. Allgemeine Informationen

Das Forschungsprojekt „Verbunddübel im Brandfall“ unterstützt und finanziert durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) wurde im Zeitraum von Januar 2015 bis April 2017 an der Technischen Universität Kaiserslautern bearbeitet. Neben dem DIBt haben die folgenden Firmen das Projekt finanziell und beratend unterstützt: Chemofast Anchorig GmbH, Fischerwerke GmbH & Co. KG und Hilti AG.

## 2. Zielsetzung

Produkte zur Verankerung von Lasten in Beton sind nicht durch DIN- bzw. EN – Normen geregelt. Deshalb müssen diese nicht geregelten Bauprodukte durch eine allgemeine Bauaufsichtliche Zulassung (abZ) oder eine europäische Zulassung (ETA) qualifiziert werden. Für die unterschiedlichen Arten von Befestigungsmittel existieren europäische technische Zulassungsleitlinien (ETAG´s/EAD). Ergänzt werden diese Zulassungsleitlinien durch Technische Berichte (TR) in denen spezielle Aspekte näher beleuchtet werden.

Die Beurteilung der Feuerwiderstandsstandfestigkeit von mechanischen Befestigungssystemen wird im technischen Bericht TR 020 [1] geregelt. Die Qualifizierung von Verbunddübeln im Brandfall wird in diesem Technical Report jedoch unzulänglich behandelt. Das Prüf- und Auswerteverfahren für die Bewertung der Versagensart Verbundversagen wird nicht beschrieben. Ausgehend von dieser Tatsache wurde das Forschungsprojekt, zur Bestimmung der Tragfähigkeit von Verbunddübel im Brandfall, eingeleitet. Abbildung 2-1 zeigt eine Übersicht über die aktuelle Situation zur Beurteilung von Verankerungen im Brandfall.

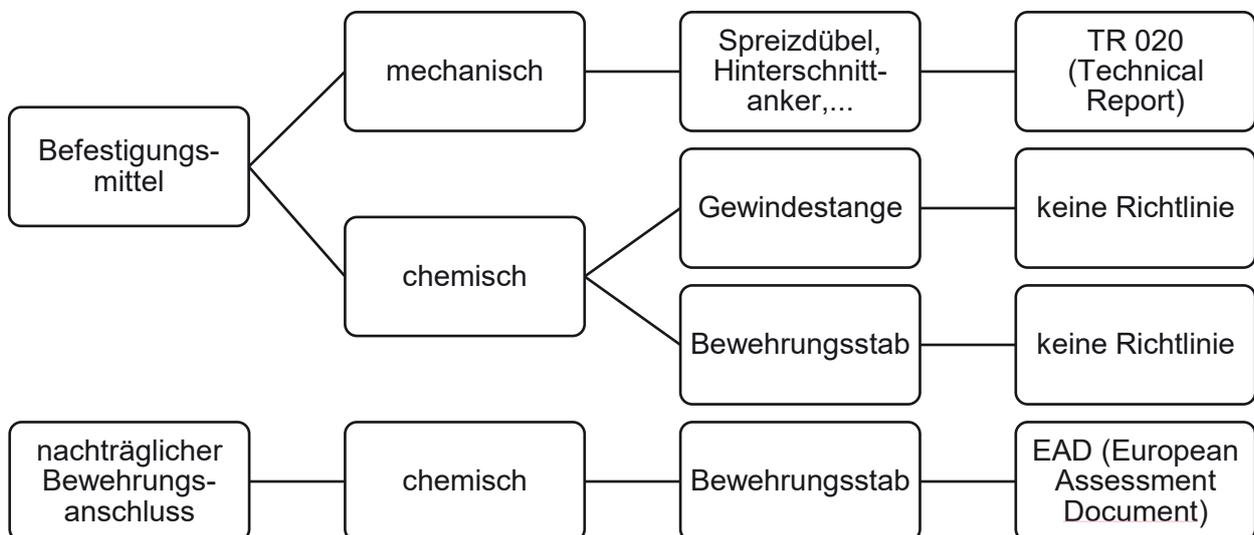


Abbildung 2-1: Situation zur Beurteilung von Befestigungsmittel

Bei Verbund- und Verbundspreizdübeln wird ein Verankerungselement aus Metall mit Hilfe eines Mörtels im Beton verankert. Die äußeren Lasten werden durch Verbundspannungen in den

Verankerungsgrund eingeleitet. Die Eigenschaften der Verbundmörtel verändern sich bei steigenden Temperaturen stark. Dies hat Auswirkungen auf die übertragbaren Verbundspannungen.

Für Verbund- und Verbundspreizdübel ist die Versagensart Herausziehen beziehungsweise Verbundversagen mehr als bei anderen Befestigungssystemen im Brandfall von Bedeutung. Neben dem Verbundversagen sind auch Stahlversagen und Betonausbruch mögliche Versagensarten und müssen bei der Beurteilung der Tragfähigkeit im Brandfall berücksichtigt werden. Die Versagensart Verbundversagen soll in diesem Forschungsvorhaben mit Schwerpunkt untersucht werden.

Mangels konkreter Handlungsanweisungen herrscht innerhalb der unterschiedlichen Prüfstellen bisher kein einheitlicher Standard für die Versuchsdurchführung und –bewertung von Verbunddübeln im Brandfall.

Die Ziele dieser Studie sind:

- Festlegung von Prüfverfahren für Verbunddübel im Brandfall
- Bestimmung der Einflussparameter auf das Tragverhalten von Verbunddübel bei hohen Temperaturen

### **3. Literaturstudie**

Wie in Kapitel 2 beschrieben fehlen einheitliche Regelungen zur Beurteilung von Verbunddübeln im Brandfall. Im nachfolgenden Kapitel wird der Stand der Wissenschaft und Technik erläutert. Dazu werden die existierenden Richtlinien und Normen zum Thema aufgearbeitet und existierende Forschungsergebnisse präsentiert. Außerdem werden Literaturquellen zur FEM-Simulation vorgestellt.

#### **3.1. Richtlinien, Leitlinien und Normen**

##### **3.1.1. Beurteilung der Tragfähigkeit ohne Feuerbeanspruchung**

Im Allgemeinen sind die Anforderungen zur Beurteilung von Befestigungsmitteln in der europäisch technischen Zulassungsrichtlinie ETAG 001 [2] geregelt. (Derzeit laufen die Übertragungen der ETAGs in EADs) Angaben zu Feuerwiderstandsprüfungen werden hier jedoch nicht gemacht. Angaben zur Definition des Feuerwiderstandes enthält TR 020.

##### **3.1.2. Evaluation of anchorages in concrete concerning resistance to fire – TR 020**

Nach aktuellem Stand der Technik werden Brandversuche an Befestigungen nach der technischen Leitlinie TR 020 [1] "Beurteilung von Verankerungen im Beton hinsichtlich der Feuerwiderstandsfähigkeit" durchgeführt. Der TR erlaubt zwei unterschiedliche Nachweiskonzepte.

Für das vereinfachte Nachweisverfahren wird sowohl ein Versagen unter Zuglast (Stahlversagen, Herausziehen, Betonausbruch und Spalten), ein Versagen unter Querlast (Stahlversagen, pry out) sowie eine Kombination der Einwirkungen berücksichtigt. Für dieses Nachweisverfahren sind keine Brandversuche erforderlich. Die Widerstandswerte werden in Abhängigkeit der in der zugehörigen Zulassung angegebenen Werte für Raumtemperatur berechnet.

Für die Versagensart Stahlversagen sind Werte durch Auswertung einer Vielzahl von Versuchen an Metalldübeln festgelegt, vgl. Tabelle 3-1 und Tabelle 3-2.

Tabelle 3-1: Charakteristische Zugtragfähigkeit einer Ankerstange aus C-Stahl im Brandfall [1]

anchor bolt/thread diameter  [mm]	anchorage depth $h_{ef}$  [mm]	characteristic tension strength of an unprotected anchor made of C-steel in case of fire exposure in the time up to:			
		$\sigma_{Rk,s,fi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
		30 min (R 15 to R30)	60 min (R45 and R60)	90 min (R90)	120 min (R120)
Ø 6 / M6	≥ 30	10	9	7	5
Ø 8 / M8	≥ 30	10	9	7	5
Ø 10 / M10	≥ 40	15	13	10	8
Ø 12 / M12 and greater	≥ 50	20	15	13	10

Tabelle 3-2: Charakteristische Zugtragfähigkeit einer Ankerstange aus Edelstahl (A4) im Brandfall [1]

anchor bolt/thread diameter  [mm]	anchorage depth $h_{ef}$  [mm]	characteristic tension strength of an unprotected anchor made of stainless steel in case of fire exposure in the time up to:			
		$\sigma_{Rk,s,fi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
		30 min (R 15 to R30)	60 min (R45 and R60)	90 min (R90)	120 min (R120)
Ø 6 / M6	≥ 30	10	9	7	5
Ø 8 / M8	≥ 30	20	16	12	10
Ø 10 / M10	≥ 40	25	20	16	14
Ø 12 / M12 and greater	≥ 50	30	25	20	16

Für die Sonderfälle Verbund- und Verbundspreißdübel ist eine Bestimmung des Herauszieh Widerstandes mit dem vereinfachten Verfahren nicht möglich. Hierzu muss das zweite Konzept, die experimentelle Bestimmung der Feuerwiderstandsfähigkeit, angewendet werden. Es werden mit dem Produkt Brandversuche durchgeführt. So können die Widerstandswerte für die geprüften Versagensarten und oder Belastungsrichtungen in der Zulassung berücksichtigt werden.

Für einen Brandversuch wird das zu prüfende Befestigungsmittel zunächst nach Herstellerangabe montiert. Anschließend wird er mit einer Dauerlast beansprucht. Die Lasteinleitung erfolgt analog zu Abbildung 3-1 mit einem definierten Anbauteil nach Tabelle 3-3. Danach wird das belastete Befestigungsmittel der Einheits-Temperatur-Brandkurve ausgesetzt. Ergebnis des Brandversuchs ist eine Widerstandsdauer die zugehörig zur geprüften Last ist.

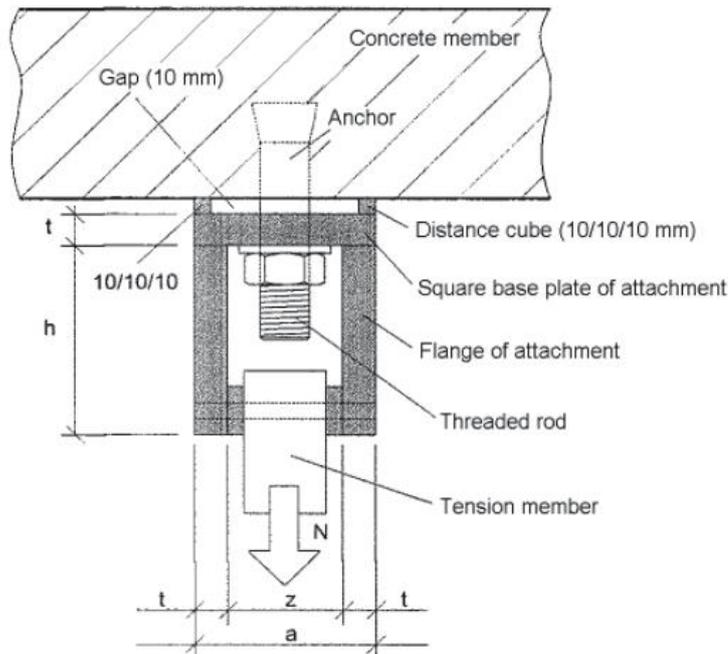


Abbildung 3-1: Versuchsaufbau nach TR 020 [1]

Tabelle 3-3: Dimensionen des Anbauteils nach TR 020 [1]

Type of adapter	Load categories	Length of the square base plate	flange height/ width	profile thickness	distance between the flanges
	$N_{Rk,s,fi}$ [kN]	$a$ [mm]	$h / b$ [mm]	$t$ [mm]	$z$ [mm]
I	$> 1 - \leq 3$	90	100 / 90	15	60
	$> 3 - \leq 5$	90	100 / 90	15	60
II	$> 5 - \leq 7$	110	120 / 110	20	70
	$> 7 - \leq 9$	110	120 / 110	20	70
III	$> 9 - \leq 11$	120	120 / 120	25	70
	$> 11 - \leq 13$	120	120 / 120	25	70

Zur Durchführung der Brandversuche wird neben den Angaben im TR020 auf die Vorgaben in DIN EN 1363-1:1999-10 [2] verwiesen.

Es sollen mindestens je fünf Versuche mit der kleinsten und der mittleren Ankergröße durchgeführt werden. Dabei muss die Feuerwiderstandsdauer bei mindestens vier Versuchen mehr als 60 min betragen.

Anschließend werden die Dübellasten in Stahlspannungen  $\sigma_s$  umgewandelt und über die entsprechende Versagenszeit  $t_u$  abgebildet. Es wird eine Trendlinie der Versuchsergebnisse gebildet, diese soll folgender Gleichung folgen;

$$\sigma_{s1} = c_1 + c_2/t_u$$

Diese Trendlinie wird nun um einen Faktor  $c_3$  in den untersten Punkt der Versuchsdaten verschoben. Durch Einsetzen der Zeit erhält man so die Feuerwiderstandswerte für die Zeitpunkte  $t = 60$  min,  $t = 90$  min und  $t = 120$  min. Über eine Sekante dieser Kurve durch die Punkte  $t =$

60 min und  $t = 90$  min wird der Feuerwiderstandswert für  $t = 30$  min bestimmt. In Abbildung 3-2 ist das Vorgehen beispielhaft dargestellt.

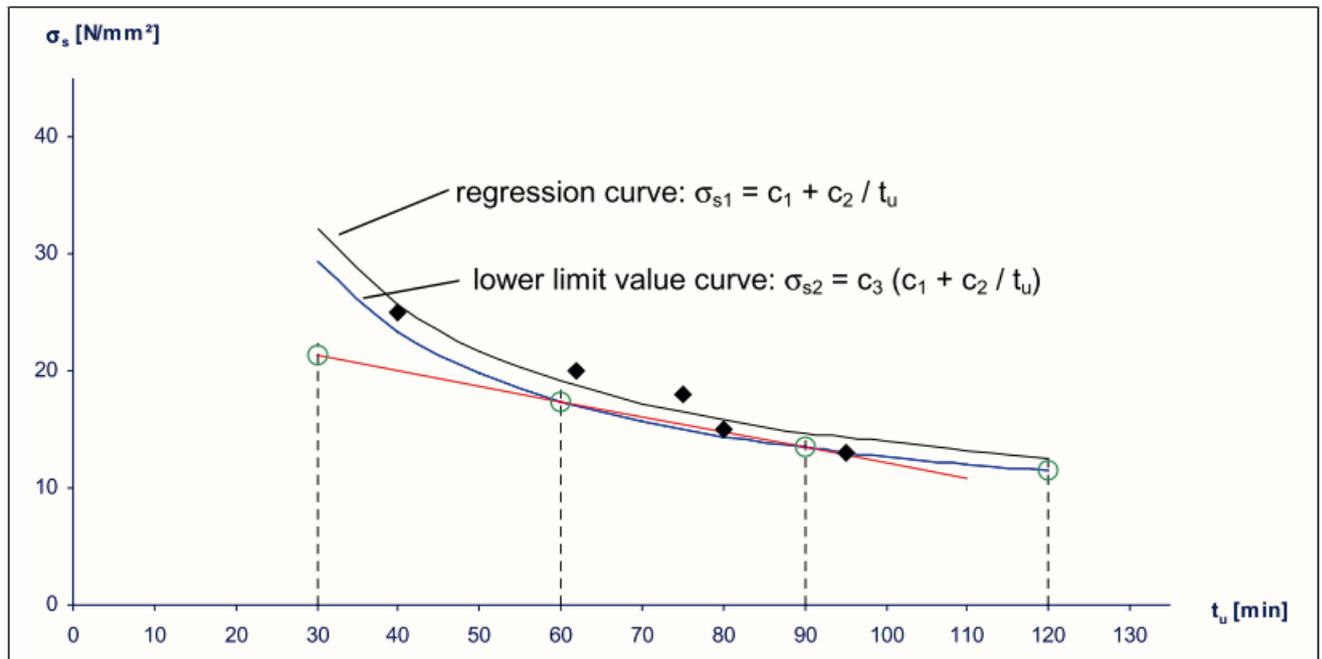


Abbildung 3-2: Bestimmung der charakteristischen Feuerwiderstandswerte

### 3.1.3. DIN EN 1363-1 [2]

In DIN EN 1363-1 [2] ist die Durchführung von Feuerwiderstandsprüfungen geregelt, Teil 1 beschreibt die allgemeinen Anforderungen.

Hierzu gehört die Aufheizkurve, im Allgemeinen wird die Ofentemperatur nach der Einheits-Temperatur-Zeit-Kurve (ETK) geregelt. Diese wird durch folgende Gleichung beschrieben.

$$T = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20$$

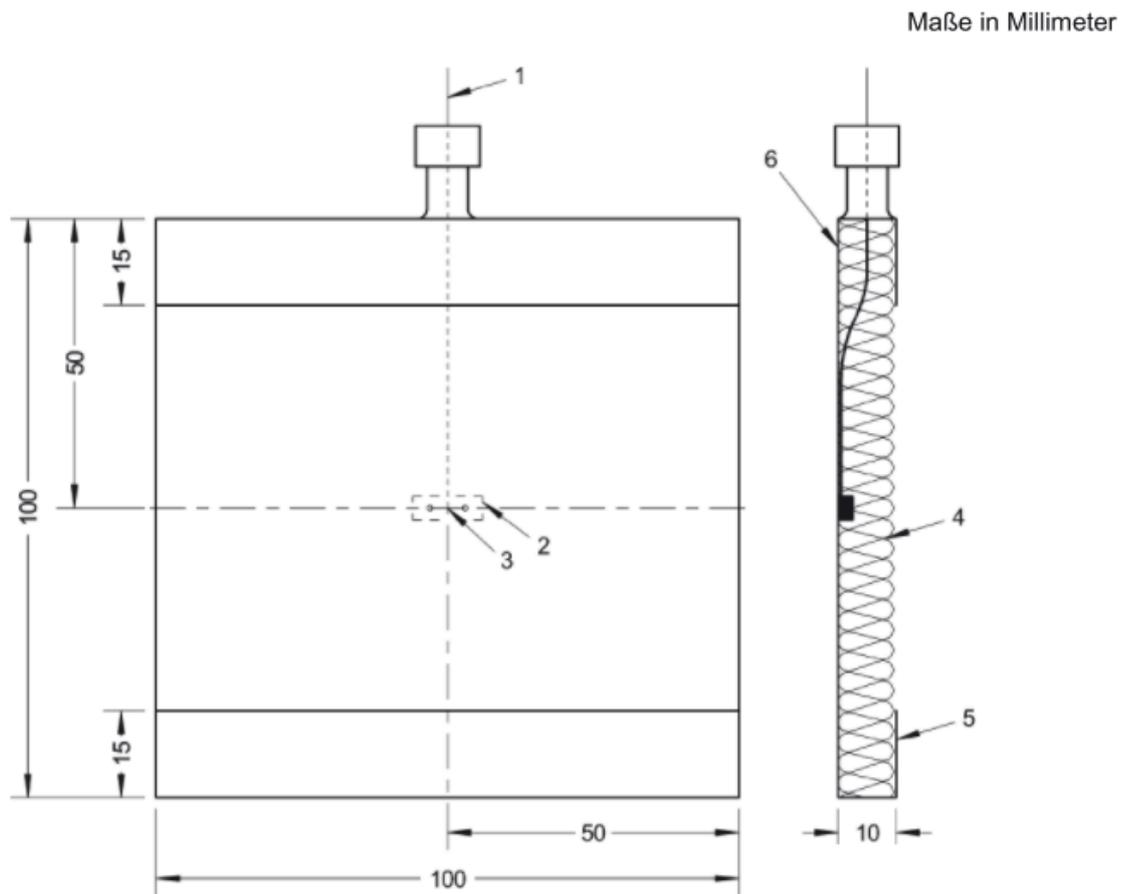
Dabei ist

- T die mittlere Ofentemperatur, in Grad Celsius;  
t die Zeit, in Minuten.

Die Ofentemperatur muss folgende Grenzwerte einhalten:

- |                             |     |                    |
|-----------------------------|-----|--------------------|
| a) 15%                      | für | $5 < t \leq 10$ ;  |
| b) $(15 - 0,5(t - 10)) \%$  | für | $10 < t \leq 30$ ; |
| c) $(5 - 0,083(t - 30)) \%$ | für | $30 < t \leq 60$ ; |
| d) 2,5%                     | für | $t > 60$ .         |

Die Ofentemperatur ist mit mindestens einem Plattenthermometer je Brenner zu Messen und zu Steuern. Die Plattenthermometer sollen dem in Abbildung 3-3 dargestellten Aufbau entsprechen.



#### Legende

- 1 ummanteltes Thermoelement mit wärmegeprägter Messstelle
- 2 punktgeschweißter oder geschraubter Metallstreifen
- 3 Messstelle des Thermoelementes
- 4 Wärmedämmstoff (zum Probekörper ausgerichtet)
- 5 Blechstreifen mit Dicke von  $(0,7 \pm 0,1)$  mm aus einer Nickel-Stahllegierung
- 6 Fläche „A“

Abbildung 3-3: Aufbau des Platten-Thermometers [2]

Neben der Ofentemperatur soll der Ofeninnendruck während des Brandversuchs überwacht und geregelt werden. Dazu kann von einem Druckgradienten von etwa 8,5 Pa je Meter Prüfofenhöhe ausgegangen werden.

#### 3.1.4. European Assessment Document (EAD) 330087-00-0601

Der EAD 330087-00-0601 [3] "systems for post-installed rebar connections with mortar" beinhaltet den Lastfall Brand. Nachträglich eingemörtelte Bewehrungsanschlüsse werden im Brandfall nicht wie Befestigungen direkt der Brandbeanspruchung ausgesetzt, sie erfahren eine Erhitzung durch den Temperatureintrag über den Beton. Um die Reduzierung der Verbundspannung bei erhöhten Temperaturen zu definieren wird der in Abbildung 3-4 dargestellte Versuchsaufbau verwendet.

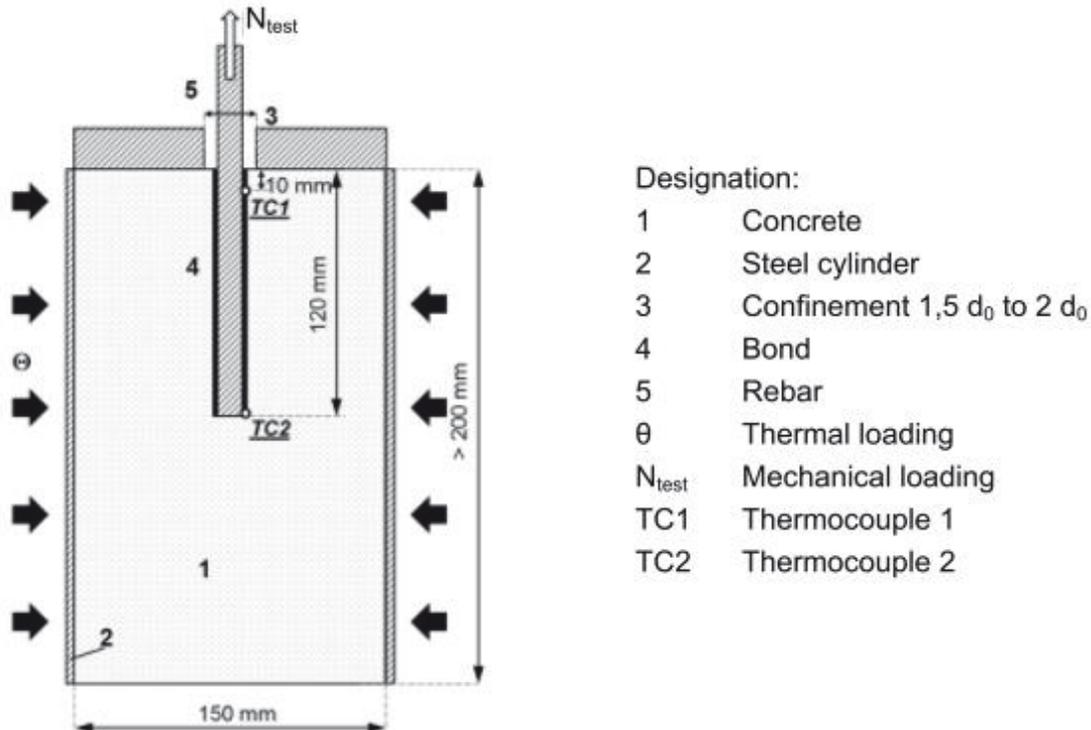


Abbildung 3-4: Versuchsaufbau für Brandversuch nach [3]

Bei diesem Versuch wird ein Bewehrungsstahl nach Herstellerangaben mittig in einen stahlmantelten Betonzylinder gesetzt. Unter einer Dauerlast  $N_{test}$  wird die Mantelfläche des Zylinders mit einer thermischen Belastung  $\theta$  beansprucht. Die thermische Belastung wird mit einer Aufheizrate von mindestens 5 °C/min aufgebracht.

Die Temperatur am Bewehrungsstab zum Versagenszeitpunkt wird über das gewichtete Mittel zweier Thermoelemente (befestigt bei 10 mm und 120 mm, vgl. Abbildung 3-4) bestimmt. Das gewichtete Mittel berechnet sich dabei zu 1/3 aus der größeren gemessenen Temperatur und zu 2/3 aus der kleineren Temperatur.

Es müssen mindestens 20 Versuche mit unterschiedlichen Belastungen  $N_{test}$  durchgeführt werden. Dabei sind zusätzlich folgende Kriterien einzuhalten:

- Die Maximale Differenz zweier Datenpunkte im Intervall von [1 N/mm<sup>2</sup>;  $f_{bm}(21^\circ\text{C})$ ] darf 1 N/mm<sup>2</sup> betragen.
- Die Maximale Differenz zweier Versagenstemperaturen  $\theta_{failure}$  darf 50 °C betragen.

Außerdem sollen drei Versuche mit einer Verbundspannung von 0,5 N/mm<sup>2</sup> durchgeführt werden. Das nachfolgend dargestellte Diagramm zeigt beispielhaft die Versuchsergebnisse einer Testreihe und die dazugehörige Trendlinie. Anhand der Trendlinie wird nun ein Abminderungsfaktor abhängig von der Temperatur gebildet, vgl. Abbildung 3-5 und Abbildung 3-6.

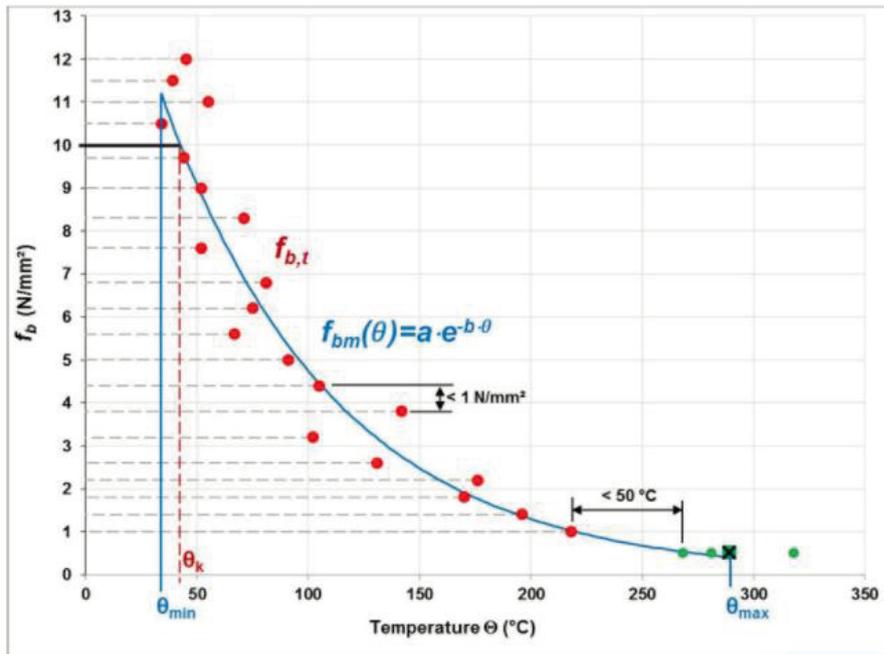
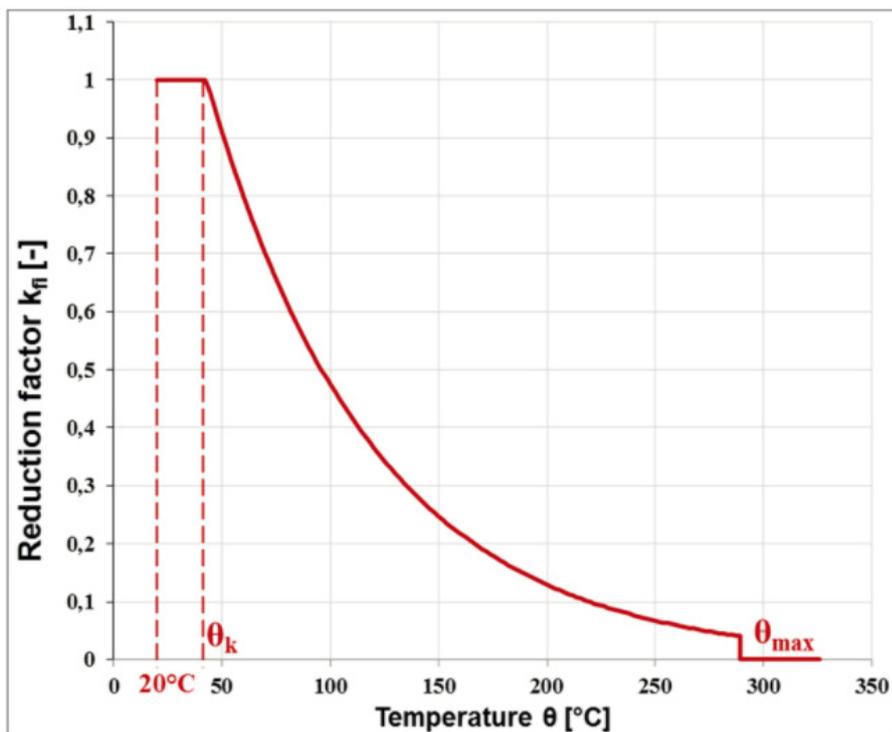


Abbildung 3-5: Beispiel für die Bestimmung der Verbundspannung als Funktion der Temperatur

Abbildung 3-6: Beispiel für den Abminderungsfaktor  $k_{ri}(\theta)$ 

Im Artikel von *Pinoteau* [4] werden unterschiedliche Heizarten (Beheizung durch Gas oder elektrische Aufheizung) sowie unterschiedliche Aufheizraten miteinander verglichen. Mit dem Ergebnis das beide dieser Faktoren keinen erheblichen Einfluss auf das Versuchsergebnis haben.

## 4. Einführende Grundlagen

In diesem Kapitel sollen allgemeine Informationen zu Verbunddübeln und ihren Unterarten sowie deren Tragmechanismen vorgestellt. Außerdem soll der Einfluss der Temperaturbeanspruchung auf den Tragmechanismus und die Versagensarten kurz erläutert werden.

### 4.1. Verbunddübel und ihr Tragmechanismus

Unter dem Begriff Verbunddübel werden alle Systeme zum Einkleben von Gewindestangen in verschiedenen Untergründen zusammengefasst. Neben Zwei-Komponenten-Injektionssystemen können auch Patronensysteme verwendet werden. In der Regel besteht ein Mörtel aus zwei Komponenten; Harz und Härter. Unterschiedliche Zuschläge werden den Komponenten beigemischt. In diesem Forschungsprojekt wurde sich auf die Untersuchung von Injektionssystemen im Beton konzentriert.

Der Setzvorgang eines Verbunddübels gliedert sich grob in die folgenden Arbeitsschritte:

- Erstellung des Bohrlochs
- Reinigung des Bohrlochs
- Injektion des Mörtels
- Setzen der Ankerstange
- Aushärten

Nach dem Aushärten des Mörtels können durch Stoffschluss Kräfte von der Ankerstange über den Mörtel in den Verankerungsgrund eingeleitet werden. Die Kraft die pro Flächeneinheit an Mantelfläche der Ankerstange übertragen werden können wird im allgemeinen Verbundspannung  $\tau$  genannt.

Bei Raumtemperaturen können nun drei wesentliche Versagensarten zum Bruch der Verbindung führen. Überschreitet die Dübelbelastung die maximal übertragbare Verbundspannung eines Mörtels kommt es zum **Verbundversagen**, also ein produktabhängiges Versagen. Diese Versagensform kann an der Grenzfläche zwischen Stahl und Mörtel sowie zwischen Mörtel und Beton auftreten.

Wenn die Verbundeigenschaften des Mörtels ausreichend gut sind kann **Betonausbruch** die maßgebende Versagensform für das System werden. Dabei sind die in den Beton eingeleiteten Kräfte so groß, dass die Zugtragfähigkeit des Betons überschritten wird und ein kegelförmiger Ausbruch entsteht.

Bei großen Einbindetiefen und sehr guten Mörtel Eigenschaften können von einem Verbunddübel so große Kräfte aufgenommen werden, dass die Stahlzugfähigkeit der Ankerstange zum maßgebenden Faktor wird. Bei Überschreiten der Stahlbruchgrenze kommt es zum **Stahlversagen**.

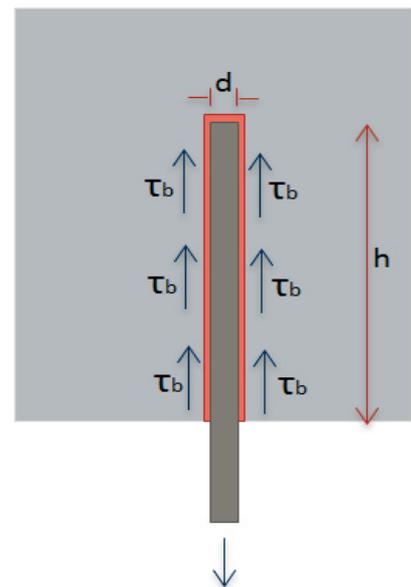


Abbildung 4-1: Tragmechanismus eines Verbunddübels

#### 4.2. Einfluss des Lastfalls Brand auf den Tragmechanismus von Verbunddübeln

Im Folgenden wird ein einseitig brandbeanspruchtes Bauteil betrachtet, in dem auf der brandzugewandten Seite Verbunddübel verwendet wurden. Die feuerzugewandte Seite wird dabei sehr großen Temperaturbeanspruchungen ausgesetzt. Die erhöhten Temperaturen werden sowohl vom Beton ins Innere des Bauteils transportiert, als auch über die gut wärmeleitende Ankerstange. Dadurch erwärmt sich der Mörtel eines Verbundsystems während eines Brandszenarios sehr schnell. Mit steigender Temperatur verschlechtern sich die Eigenschaften von Injektionsmörteln rapide. Je nach Art der Mörtelzusammensetzung erfolgen verschiedene chemische Prozesse. Die Bestandteile des Mörtels verändern ihre Eigenschaften mit steigender Temperatur.

Durch die hohe Sensibilität von Mörtelsystemen gegenüber sehr hohen Temperaturen werden die Verbundeigenschaften mit fortschreitendem Brand schlechter und ein **Verbundversagen** wird wahrscheinlicher.

Auch die aus Stahl bestehende Ankerstange hat keinen großen Feuerwiderstand und die Stahlbruchgrenze sinkt mit steigenden Temperaturen schnell. Da dieser Bereich direkt dem Feuer ausgesetzt ist, kann es für große Verankerungstiefen oder kleine Stahldurchmesser zum **Stahlversagen** kommen.

Ein Betonversagen trat bei den im Rahmen dieses Forschungsvorhabens durchgeführten Versuchen nicht auf.

## **5. Betonversagen von Verbunddübeln im Brandfall**

Die Versagensart Betonausbruch ist weniger von der Verankerungsart mehr von der Verankerungstiefe einer Befestigung abhängig. Vor allem für Verbunddübel, bei denen die Spannungen im Gegensatz zu vielen mechanischen Befestigungsmitteln sehr gleichmäßig in den Beton eingeleitet werden, kann davon ausgegangen werden, dass Betonversagen keine relevante Versagensform ist.

In der Dissertation von Reick [5] werden Finite-Elemente-Simulationen beschrieben die zeigen, dass ein Versagen durch Betonausbruch im Brandfall meist nicht maßgebend ist. Des Weiteren sind im Rahmen dieser Arbeit Versuche mit Kopfbolzendübeln verschiedener Einbindetiefe durchgeführt worden. Die sich dort ergebenden Betonausbruchslasten liegen weit über den Werten für Verbund- oder Stahlversagen bei einem Verbunddübel.

## **6. Stahlversagen von Verbunddübeln im Brandfall**

Die Zugtragfähigkeit von Stahl verschlechtert sich rapide mit größer werdenden Temperaturen. Daher wird für große Verankerungstiefen oder kleine Ankerdurchmesser für Verbunddübel im Brandfall häufig Stahlversagen maßgebend.

Das Stahlversagensniveau ist weitestgehend von der Art des verwendeten Stahls abhängig. Die Art des Befestigungsmittels oder die Eigenschaften des verwendeten Injektionsmörtels beeinflussen den Widerstand gegen Stahlversagen nur geringfügig. Daher ist diese Versagensform nahezu produktunabhängig.

Dennoch verlangt das Regelwerk des TR 020 [1] die Prüfung von Stahlversagenswerten für jeden neuen Verbundmörtel. Andernfalls können die im TR 020 angegebenen charakteristischen Feuerwiderstandswerte für Kohlenstoffstahl oder Edelstahl herangezogen werden, vgl. Tabelle 3-1 und Tabelle 3-2 aus Kapitel 3.1.2.

Vergleicht man diese Werte mit den Stahlversagenswerten die in Brandversuchen ermittelt wurden, liegen die Tabellenwerte stark auf der konservativen Seite.

Zum weiteren Vergleich sind im Folgenden Auszüge aus Eurocode 3 Teil 1-2 [6] zur Reduzierung der Stahlzugfestigkeit unter Brandbeanspruchung gegeben. Der Tragfähigkeitsverlust von Kohlenstoffstahl bei extremen Temperaturen wird wie in Tabelle 6-1 beschrieben festgelegt. Anhang D dieser Norm gibt Abminderungsfaktoren für den Tragfähigkeitsverlust von Schrauben auf Zug bei erhöhten Temperaturen an, vgl. Tabelle 6-2. Beide Angaben sind allerdings unabhängig vom Ankerstangendurchmesser, obwohl eine höhere Stahlzugfestigkeit für große Ankerdurchmesser aufgrund geringerer Kerntemperaturen zur vermuten ist.

Tabelle 6-1: Abminderungsfaktoren für Kohlenstoffstahl unter erhöhten Temperaturen

Stahltemperatur $\theta_a$	Abminderungsfaktoren bei Temperatur $\theta_a$ relativ zu dem Wert $f_y$ oder $E_a$ bei 20 °C		
	Abminderungsfaktor (relativ zu $f_y$ ) für die effektive Fließgrenze $k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y$	Abminderungsfaktor (relativ zu $f_y$ ) für die Proportionalitätsgrenze $k_{p,\theta} = f_{p,\theta} / f_y$	Abminderungsfaktor (relativ zu $E_a$ ) für die Steigung im elastischen Bereich $k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a$
20 °C	1,000	1,000	1,000
100 °C	1,000	1,000	1,000
200 °C	1,000	0,807	0,900
300 °C	1,000	0,613	0,800
400 °C	1,000	0,420	0,700
500 °C	0,780	0,360	0,600
600 °C	0,470	0,180	0,310
700 °C	0,230	0,075	0,130
800 °C	0,110	0,050	0,090
900 °C	0,060	0,0375	0,0675
1 000 °C	0,040	0,0250	0,0450
1 100 °C	0,020	0,0125	0,0225
1 200 °C	0,000	0,0000	0,0000

ANMERKUNG Zwischenwerte dürfen linear interpoliert werden.

Tabelle 6-2: Abminderungsfaktoren für Schrauben auf Zug unter erhöhten Temperaturen

Temperatur $\theta_a$	Abminderungsfaktor für Schrauben $k_{b,\theta}$ (Zug und Schub)	Abminderungsfaktor für Schweißnähte $k_{w,\theta}$
20	1,000	1,000
100	0,968	1,000
150	0,952	1,000
200	0,935	1,000
300	0,903	1,000
400	0,775	0,876
500	0,550	0,627
600	0,220	0,378
700	0,100	0,130
800	0,067	0,074
900	0,033	0,018
1 000	0,000	0,000

Bereits in der Dissertation von Reick [5] wurde erkannt, dass die Geometrie des Anbauteils erheblichen Einfluss auf die Temperaturverteilung am Dübel, und somit auch auf die Stahlversagenslast hat. Aufgrund dessen ist die Geometrie des Anbauteils in der Richtlinie zur Beurteilung von Befestigungen im Brandfall (TR 020) festgelegt, vgl. Kapitel 3.1.2.

In Brandversuchen können im Allgemeinen zwei Arten des Stahlversagens festgestellt werden. Zum einen das **Querschnittsversagen (Abriss)**, bei dem ein Stahlversagen durch Überschreitung der temperaturabhängigen Zugtragfähigkeit im klassischen Sinn eintritt. Zum anderen das **Versagen der Mutter** bzw. das „**Abkrepeln**“ **des Gewindes (Abkrepeln)** das heißt, der Gewindegang wird so stark erhitzt, dass die Mutter über die Gewindestange gezogen wird. Beide Versagensarten sind in Abbildung 6-1 dargestellt.



Abbildung 6-1: Arten des Stahlversagens

Abbildung 6-2 zeigt den in Reick [5] durchgeführten Vergleich zwischen den Versagensformen Abreißen und Abkrepeln. Dort konnte kein Wechsel der Versagensarten bei einer bestimmten Stahlspannung oder Versagenszeit festgestellt werden. Aufgrund der geringen Größe der Datenbasis und der eng beieinander liegenden Trendlinien wurden die beiden Versagensarten in [5] gemeinsam ausgewertet.

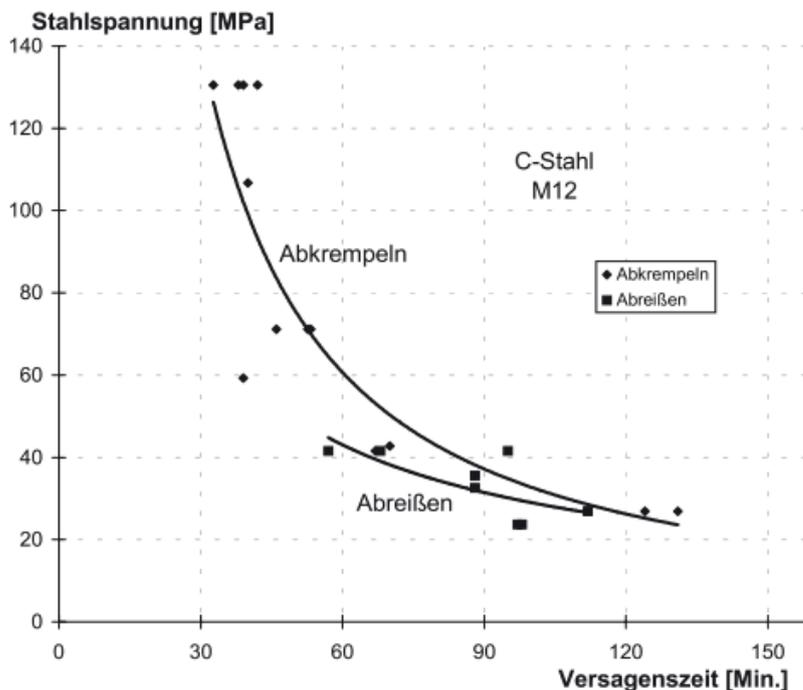


Abbildung 6-2: Vergleich der Versagensarten Abreißen und Abkrepeln [5]

Zur Vereinheitlichung der Feuerwiderstandswerte für das Stahlversagen von Gewindestangen, wurde die Idee einer Datenbank für Stahlversagenswerte fortgesetzt. Aufgrund der Vereinheitlichung der Anbauteilgeometrie mit der Einführung des TR 020 konnte eine neue Datenbasis zusammengetragen werden. Ausgewertet wurden Daten mit und ohne Luftspalt zwischen Anbauteil und Beton. In Abbildung 6-3 sind nun die Ergebnisse der Versagensarten Mutterversagen („Abkrepeln“) und Gewindeabriss aus der Datenbasis von neun Brandberichten [interne Literaturquellen], in denen durchgehend Anbauteile nach TR 020 verwendet wurden, ausgewertet.

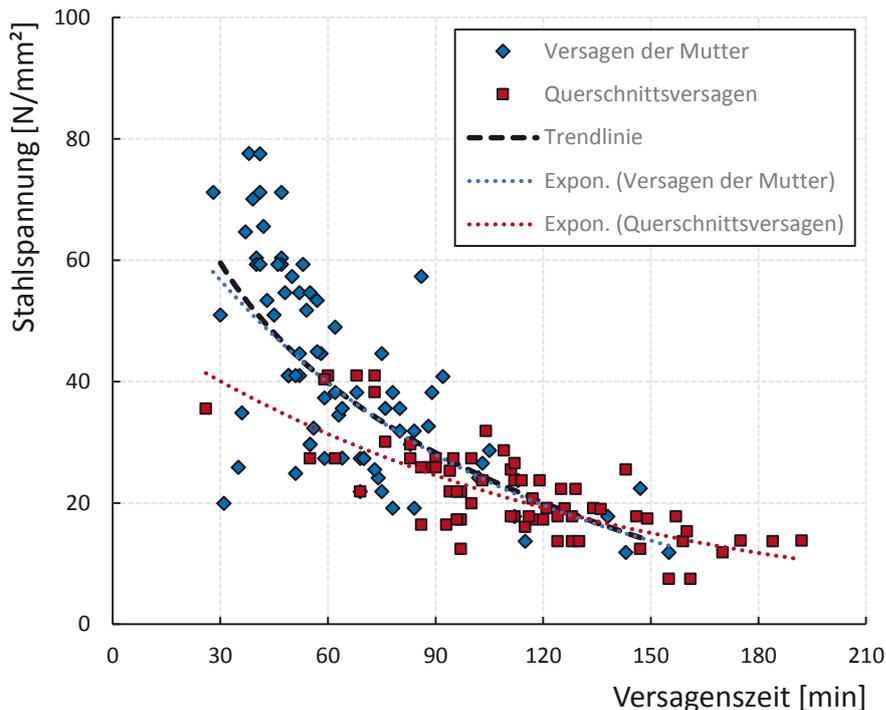


Abbildung 6-3: Vergleich der Versagensarten Abreißen und Abkrepeln aus eigener Datenbank

Die Ergebnisse zeigen, dass auch hier beide Versagensarten bei allen Versagenszeiten auftraten. Jedoch ist eine eindeutige Tendenz vom Auftreten eines Gewindeabrisses für kleine Stahlspannungen und höheren Versagenszeiten sowie dem Eintreten von Mutterversagen für große Stahlspannungen und kurze Branddauern festzustellen. Betrachtet man beide Versagensarten einzeln ergibt die Auswertung des Querschnittversagens kleinere Feuerwiderstände für kurze Brandbeanspruchungen, für größere Brandbeanspruchungen nähern sich die beiden Trendlinien einander an. Die Auswertung der Ergebnisse mit Mutterversagen führt zur gleichen Trendlinie wie die gemeinsame Auswertung aller Daten. Da für niedrige Feuerwiderstandszeiten meist Mutterversagen eintritt werden im Folgenden beide Versagensarten gemeinsam ausgewertet auch wenn es sich formal um zwei Grundgesamtheiten handelt.

Da für Verbunddübel in der Regel handelsübliche Gewindestangen verwendet werden, liegt es nahe die Feuerwiderstandswerte gegenüber Stahlversagen zu vereinheitlichen. Dazu wurde eine Datenbank mit Ergebnissen aus Brandversuchen von mehrerer Versuchsberichten verschiedener Produkte angelegt. Die Versuche wurden in unterschiedlichen Prüfinstituten durchgeführt. Abbildung 6-3 zeigt alle Ergebnisse dieser Datenbank unabhängig vom Ankerdurchmesser. In allen Versuchen wurden Gewindestangen aus Kohlenstoffstahl verwendet. Die genaue Stahlgüte

ist nicht in jedem der Berichte angegeben, es wird davon ausgegangen dass es sich um Gewindestangen der Güte 5.8 handelt. Alle Einzelwerte der Datenbank sind in Anhang A aufgelistet.

Im Folgenden wurden die Versuchsergebnisse aus der Datenbank getrennt nach Dübeldurchmesser ausgewertet. Dabei wurde zunächst eine Auswertung nach TR 020 durchgeführt, die genaue Vorgehensweise ist in Kapitel 3.1.2 beschrieben. Die Darstellungen Abbildung 6-4 bis Abbildung 6-9 enthalten neben den Einzelwerten der Versuchsergebnisse die Graphen zur Auswertung nach TR 020 ( $\sigma_{s1}$  = Trendlinie der Datenpunkte;  $\sigma_{s2}$  = verschobene Trendlinie durch den untersten Datenpunkt;  $\sigma_{s3}$  = Sekante durch  $\sigma_{s2}$ (60 min) und  $\sigma_{s2}$ (90 min)). Außerdem wurde eine statistische Auswertung der Versuchsergebnisse vorgenommen. Es wurde nach Gleichung (6.3)  $\sigma_{s4}$  als ein 95%-fraktile Wert bei einem Vertrauensniveau von 75% ermittelt. Für die Streuung wurde ein Mindestwert von 15% angenommen. Analog zur Auswertung nach TR020 wurde der Feuerwiderstandswert nach 30 min  $\sigma_{s5}$  berechnet. Die Streuung und die Standardabweichung der Versuchsergebnisse um die Trendlinie werden mit den Gleichungen (6.1) und (6.2) bestimmt.

$$c_v = \sqrt{\frac{1}{n_{test}-1} \sum_{i=1}^{n_{test}} \left( \frac{\sigma_{test}}{\sigma_{s,1}} - 1 \right)^2} \quad (6.1)$$

$$s_v = \sqrt{\frac{1}{n_{test}} \sum_{i=1}^{n_{test}} (\sigma_{test} - \sigma_{s,1})^2} \quad (6.2)$$

$$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} \cdot (1 - k \cdot c_v) \quad (6.3)$$

Die Feuerwiderstandswerte für 30 min, 60 min, 90 min und 120 min die sich aus der Auswertung nach TR020 und bezogen auf den Mittelwert der Versuchsergebnisse ergeben sind in den Tabellen Tabelle 6-3 bis Tabelle 6-8 aufgelistet.

## M6

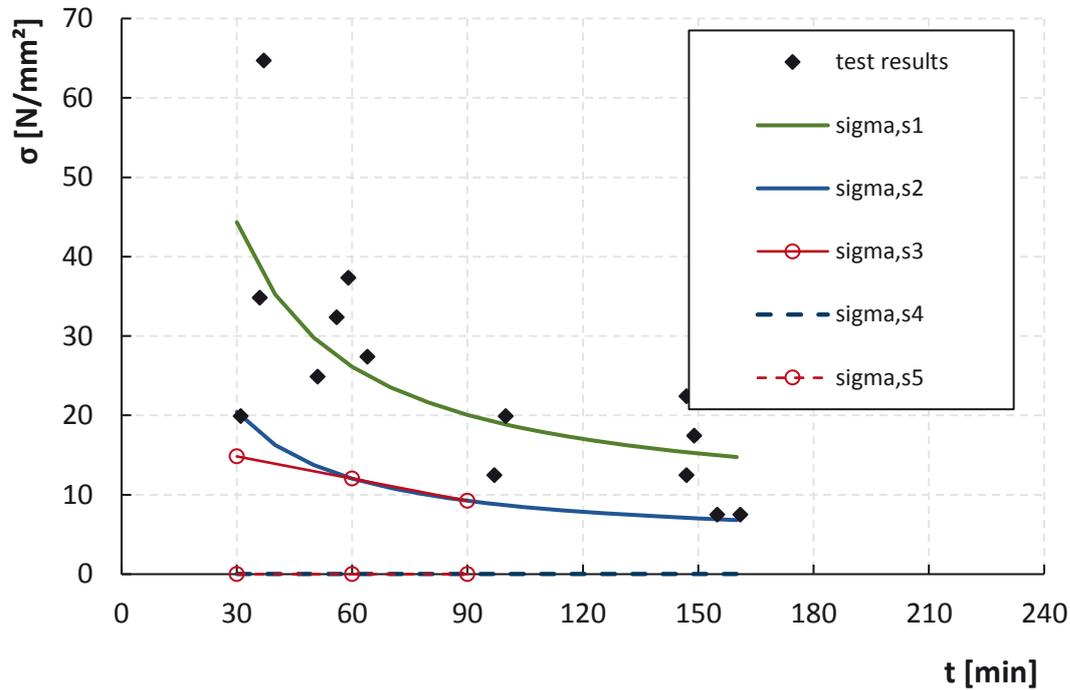


Abbildung 6-4: Auswertung der Versuchsergebnisse für M6 Gewindestangen

Tabelle 6-3: Auswertung der Versuchsergebnisse für M6 Gewindestangen

$s_v =$	11,37					
$c_v =$	56,31%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
M6	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]
R30	14,84	0,30	44,35	0,89	0,00	0,00
R60	12,05	0,24	26,13	0,53	0,00	0,00
R90	9,25	0,19	20,06	0,40	0,00	0,00
R120	7,85	0,16	17,02	0,34	0,00	0,00

## M8

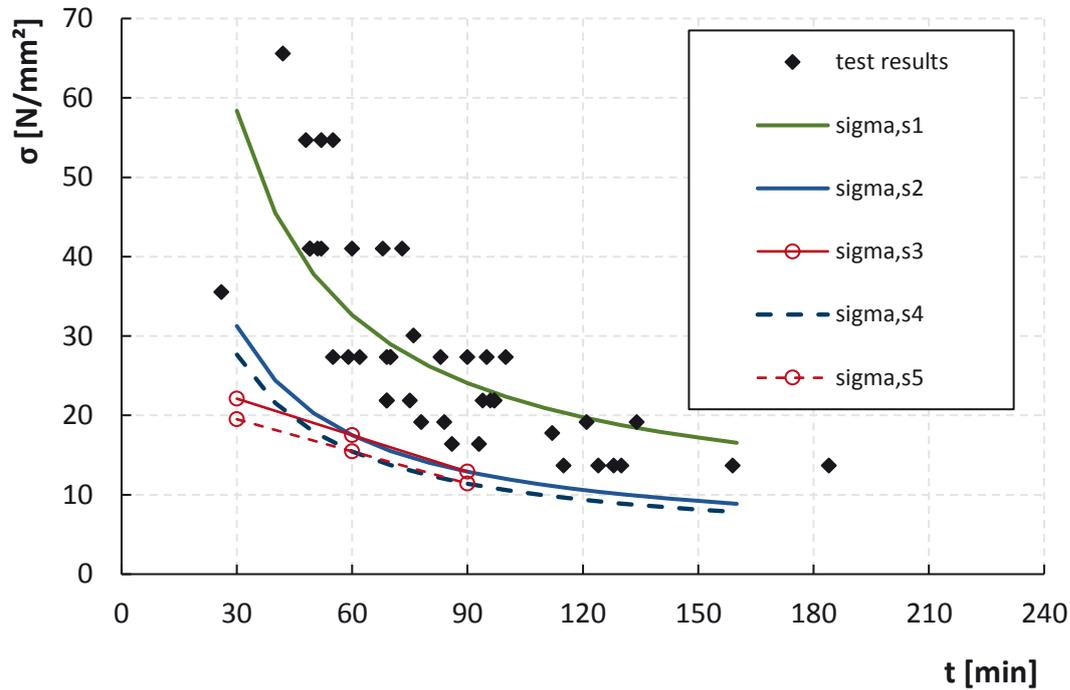


Abbildung 6-5: Auswertung der Versuchsergebnisse für M8 Gewindestangen

Tabelle 6-4: Auswertung der Versuchsergebnisse für M8 Gewindestangen

$s_v =$	9,12					
$c_v =$	28,82%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
<b>M8</b>	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]
<b>R30</b>	22,08	0,81	58,38	2,14	19,52	0,71
<b>R60</b>	17,48	0,64	32,64	1,19	15,45	0,57
<b>R90</b>	12,89	0,47	24,06	0,88	11,39	0,42
<b>R120</b>	10,59	0,39	19,77	0,72	9,36	0,34

### M10

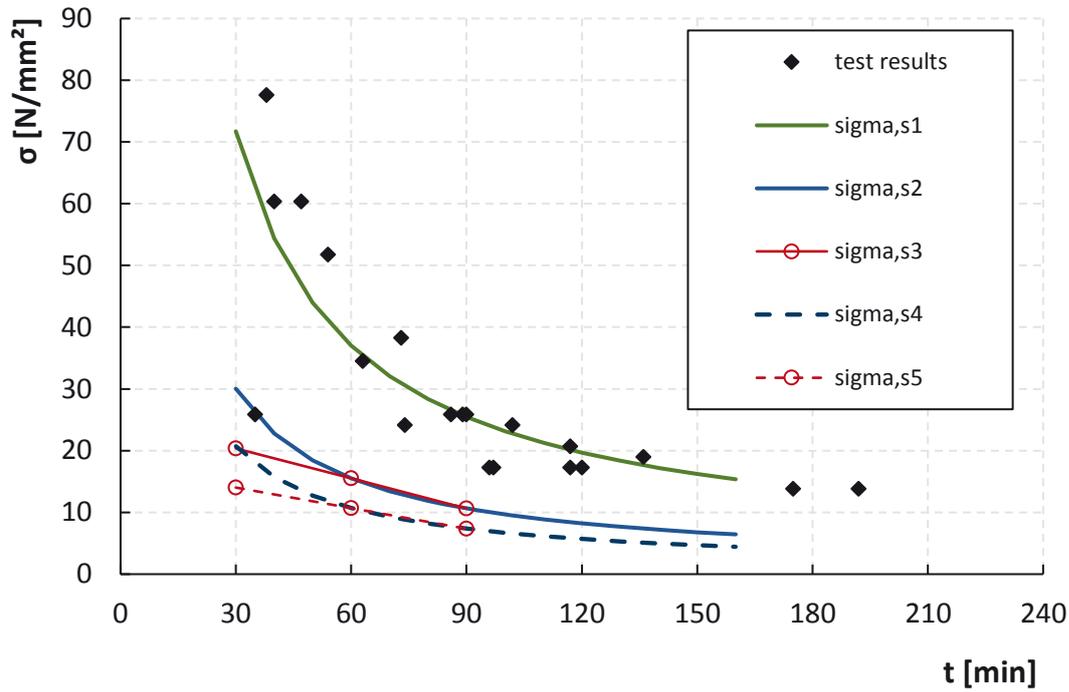


Abbildung 6-6: Auswertung der Versuchsergebnisse für M10 Gewindestangen

Tabelle 6-5: Auswertung der Versuchsergebnisse für M10 Gewindestangen

$s_v =$	10,90					
$c_v =$	36,81%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
M10	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm²]	[kN]	[N/mm²]	[kN]	[N/mm²]	[kN]
R30	20,33	1,18	71,73	4,16	14,04	0,81
R60	15,49	0,90	37,03	2,15	10,70	0,62
R90	10,65	0,62	25,46	1,48	7,36	0,43
R120	8,23	0,48	19,67	1,14	5,68	0,33

### M12

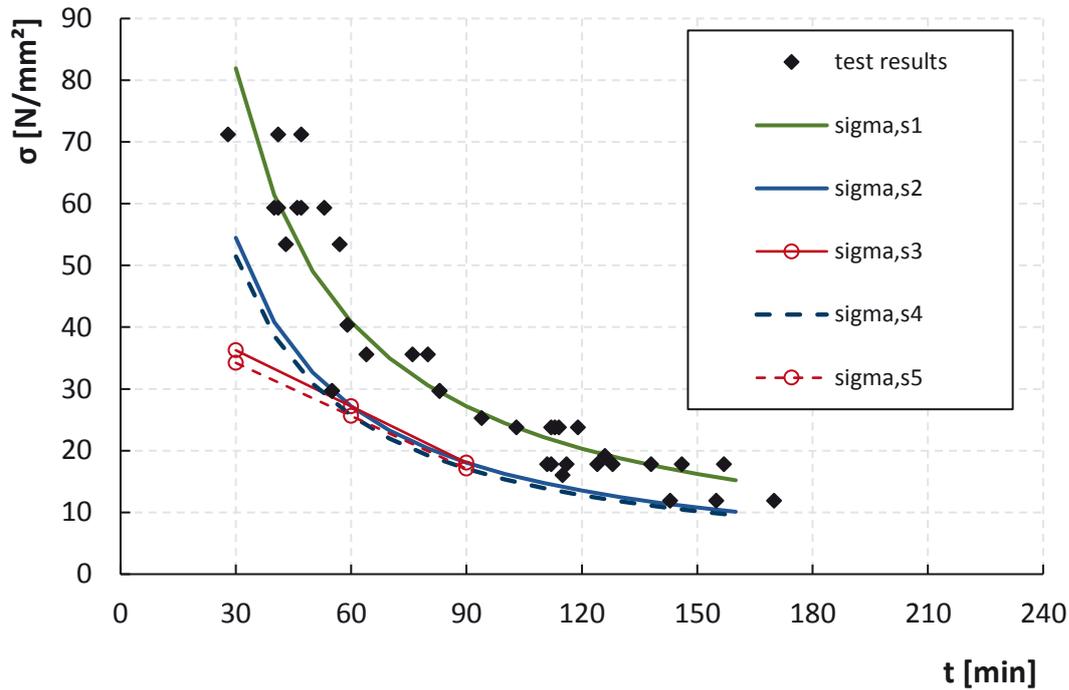


Abbildung 6-7: Auswertung der Versuchsergebnisse für M12 Gewindestangen

Tabelle 6-6: Auswertung der Versuchsergebnisse für M12 Gewindestangen

$s_v =$	7,05					
$c_v =$	20,19%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
<b>M12</b>	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]
<b>R30</b>	36,28	3,06	81,93	6,91	34,24	2,89
<b>R60</b>	27,17	2,29	40,85	3,44	25,65	2,16
<b>R90</b>	18,06	1,52	27,16	2,29	17,05	1,44
<b>R120</b>	13,51	1,14	20,31	1,71	12,75	1,08

### M16

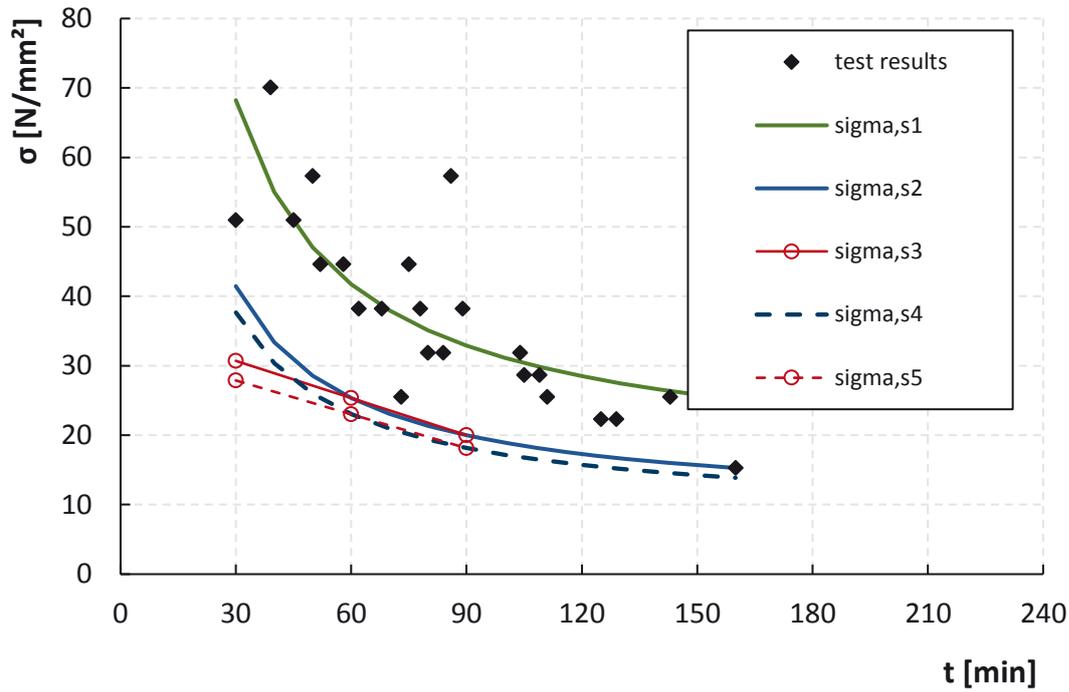


Abbildung 6-8: Auswertung der Versuchsergebnisse für M16 Gewindestangen

Tabelle 6-7: Auswertung der Versuchsergebnisse für M16 Gewindestangen

$s_v =$	8,53					
$c_v =$	23,49%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
M16	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm²]	[kN]	[N/mm²]	[kN]	[N/mm²]	[kN]
R30	30,71	4,82	68,25	10,72	27,89	4,38
R60	25,35	3,98	41,74	6,55	23,02	3,61
R90	19,98	3,14	32,91	5,17	18,15	2,85
R120	17,30	2,72	28,49	4,47	15,71	2,47

## M20

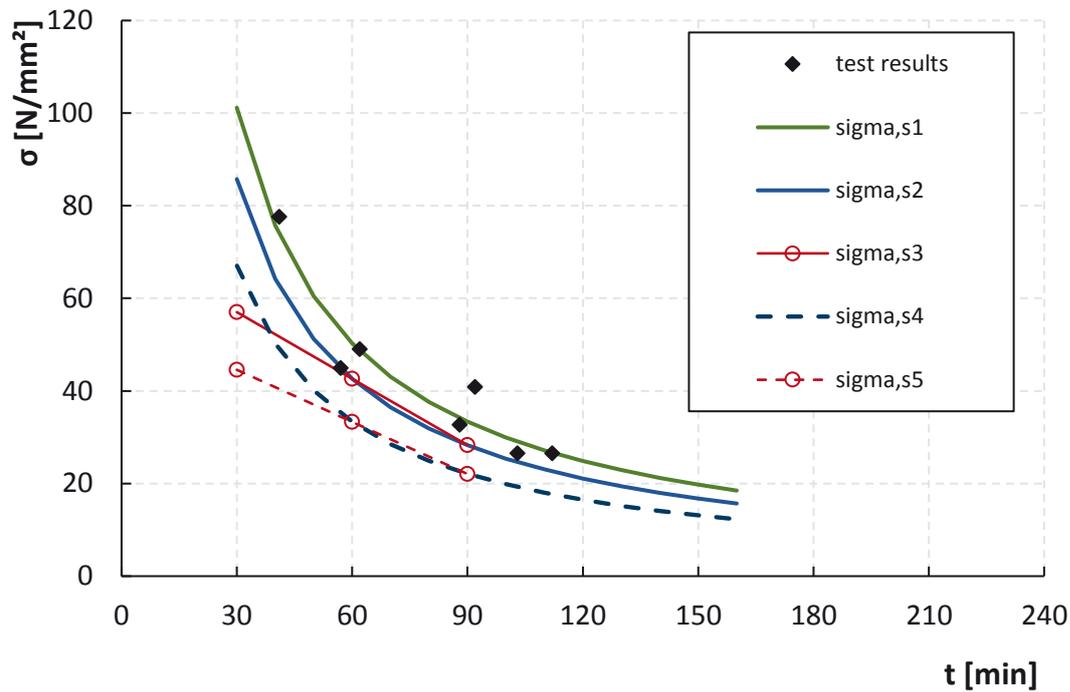


Abbildung 6-9: Auswertung der Versuchsergebnisse für M20 Gewindestangen

Tabelle 6-8: Auswertung der Versuchsergebnisse für M20 Gewindestangen

$s_v =$	5,08					
$c_v =$	11,99%					
Berechnung...	nach TR020		bezogen auf MW		$\sigma_{s4} = \sigma_{s1} * (1 - k * c_v)$	
M20	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$	$\sigma_{Rk,s,fi(...)}$	$N_{Rks,fi...}$
	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[kN]
R30	57,00	13,97	101,17	24,79	44,55	10,91
R60	42,63	10,44	50,30	12,32	33,32	8,16
R90	28,26	6,92	33,34	8,17	22,08	5,41
R120	21,07	5,16	24,86	6,09	16,47	4,03

Betrachtet man die einzelnen Auswertungen kann beobachtet werden, dass die resultierenden aufnehmbaren Spannungen nach TR020 für die kleineren Größen (M6 und M8) aufgrund einer größeren Streuung der Ergebnisse deutlich geringer sind. Auch bei der statistischen Auswertung führt die große Streuung der Versuchsergebnisse einzelner Ankergrößen teilweise sehr geringen Feuerwiderstandswerten.

In Abbildung 6-10 und Tabelle 6-11 sind die Ergebnisse der Auswertung der Datenbank mit den Angaben aus TR020 und DIN EN 1993-1-2 (EC3) verglichen. Für die Umrechnung der Abminderungsfaktoren nach EC3 auf Stahlspannungen vgl. Tabelle 6-9, wurde für die Fließgrenze des Kohlenstoffstahls ein Wert von  $f_{y,b} = 400 \text{ N/mm}^2$  und eine Zugfestigkeit von  $f_{u,b} = 500 \text{ N/mm}^2$  angenommen (entspricht Schraubenfestigkeit 5.8). Dabei wurde beispielhaft die Auswertung nach 60 min Branddauer herangezogen, die Auswertungen für 30 min, 90 min und 120 min zeigen den gleichen Trend.

Tabelle 6-9: Umrechnung des Abminderungsfaktors nach EC 3 Tab. 3.1 [6] auf die Temperaturen nach ETK

ETK		reduction factor DIN EN 1993-1-2 Tabelle 3.1		
time	temperature	lower limit	upper limit	interpolation
[min]	[°C]	[-]	[-]	[-]
30	841,8	0,06	0,11	0,089
60	945,3	0,04	0,06	0,051
90	1006,0	0,02	0,04	0,039
120	1049,0	0,02	0,04	0,030

Tabelle 6-10: Umrechnung des Abminderungsfaktors nach EC 3 Tab. D.1 [6] auf die Temperaturen nach ETK

ETK		reduction factor DIN EN 1993-1-2 Tabelle D.1		
time	temperature	lower limit	upper limit	interpolation
[min]	[°C]	[-]	[-]	[-]
30	841,8	0,033	0,067	0,047
60	945,3	0	0,033	0,015
90	1006,0	0	0	0,000
120	1049,0	0	0	0,000

Es wird deutlich, dass die Angaben in TR020 (vereinfachtes Auswerteverfahren) für alle Ankergrößen die niedrigsten Ergebnisse liefern. Vergleicht man dies mit dem Mittelwert der Datengrundlage wurde in den Versuchen im Mittel eine zwei- bis dreifache Spannungen erreicht, der Trend über den Ankerdurchmesser spiegeln die Versuchsergebnisse aber ebenso dar. Die in Eurocode 3 angegebenen Abminderungsfaktoren sind Durchmesser unabhängig und liegen für die mittleren Dübelgrößen etwa zwischen den Versuchsergebnissen und den Angaben in TR020. Durch die über den Ankerdurchmesser stark unterschiedlich streuenden Ergebnisse liefert die Auswertung der Datenbank nach TR020 einen sprunghaften Verlauf, auch hier liegen alle Ergebnisse deutlich über den Angaben des vereinfachten Verfahrens nach TR020.

Tabelle 6-11: Vergleich der Auswerteverfahren und den Angaben nach TR020 und EC3

	$\sigma_{s,fi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]																							
	TR020				DIN EN 1993-1-2 Tabelle 3.1				DIN EN 1993-1-2 Tabelle D.1				Auswertung d. Datenbank m. Streuband				Auswertung d. Datenbank nach TR020				Auswertung d. Datenbank anhand MW			
	30	60	90	120	30	60	90	120	30	60	90	120	30	60	90	120	30	60	90	120	30	60	90	120
<b>M6</b>	10	9	7	5	36	20	16	12	21	7	0	0	0	0	0	0	15	12	9	8	44	26	20	17
<b>M8</b>	10	9	7	5	36	20	16	12	21	7	0	0	20	15	11	9	22	18	13	11	54	30	22	19
<b>M10</b>	15	13	10	8	36	20	16	12	21	7	0	0	14	11	7	6	20	16	11	8	72	37	26	20
<b>M12</b>	20	15	13	10	36	20	16	12	21	7	0	0	34	26	17	13	37	27	17	12	86	41	26	18
<b>M16</b>	20	15	13	10	36	20	16	12	21	7	0	0	28	23	18	16	26	23	19	17	62	41	34	31
<b>M20</b>	20	15	13	10	36	20	16	12	21	7	0	0	45	33	22	16	57	43	28	21	101	50	33	25

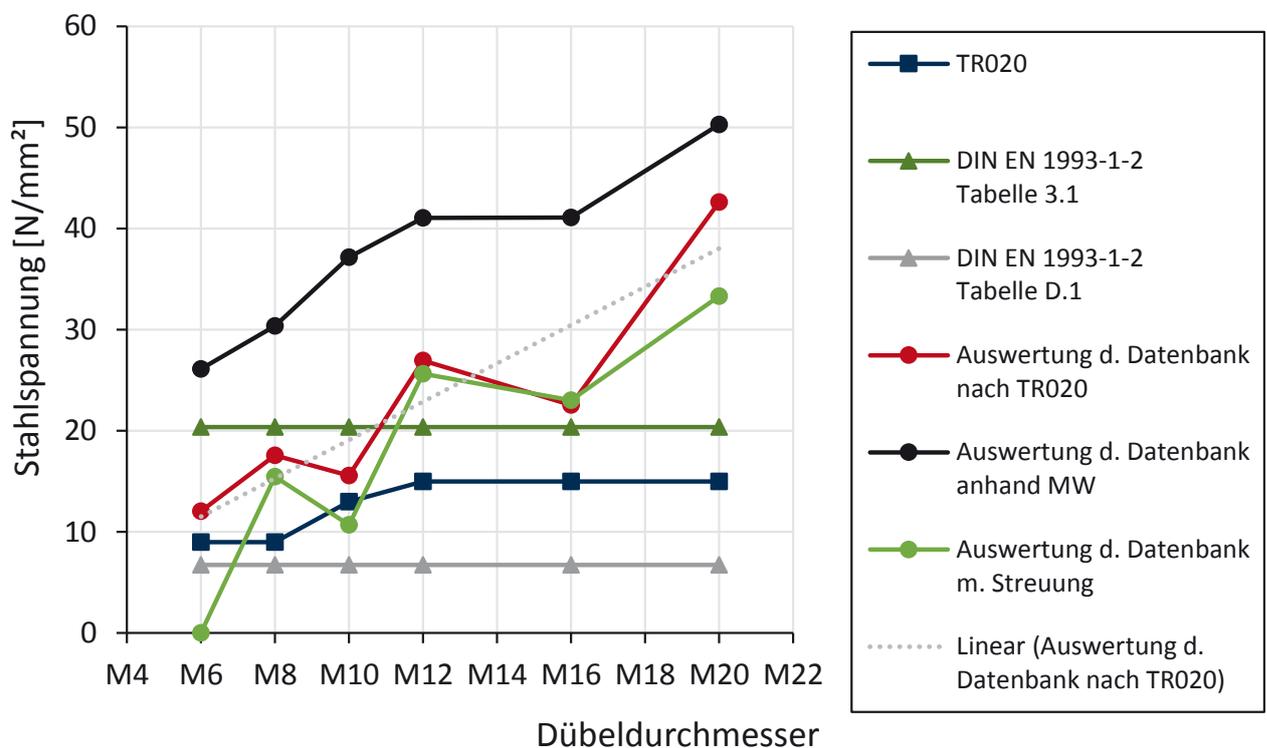


Abbildung 6-10: Vergleich der Auswerteverfahren und den Angaben aus TR020 und EC3 nach 60 min Branddauer

Die zuvor angeführten Überlegungen haben das Ziel den Feuerwiderstand gegenüber Stahlversagen von Kohlenstoffstahl für alle Produkte zu vereinheitlichen. Die Auswertungen zeigen dass eine Vereinheitlichung auf einem höheren Niveau als der bisherigen Werte nach TR020 sinnvoll ist. Aus den Ergebnissen der Datenbasis kann eine gemeinsame Trendlinie abgeleitet werden. Es wird aber auch deutlich, dass die sehr großen Streuungen bei der Bewertung berücksichtigt werden müssen.

Folgende Faktoren können zu Abweichungen der Stahlversagenswerte zwischen unterschiedlichen Brandberichten/Prüfinstituten bzw. Produkten führen:

- **Versuchsaufbau:** Trotz den recht genauen Regelungen zur Durchführung von Brandversuchen, unterscheiden sich die Versuchsaufbauten in jedem Prüfinstitut. Die einheitliche Festlegung der Geometrie des Anbauteils ist dabei zwar hilfreich, aber auch

die Temperatur- und Strahlungsverhältnisse sowie die Strömungsverhältnisse im Brandraum können einen Einfluss auf die Temperaturen am Befestigungsmittel haben.

- **Energieableitung in den Beton:** Je nach Einbindetiefe in den Beton, sowie den Werkstoffparametern und dem Feuchtegehalt des Betons kann die Temperatur im Stahl unterschiedlich gut in den Beton weitergeleitet werden.

Beide aufgeführten Faktoren können zwar zu Abweichungen führen, stehen aber nach bisherigem Kenntnisstand einer Vereinheitlichung von Feuerwiderstandswerten für das Stahlversagen von handelsüblichen Gewindestangen nicht entgegen.

Tabelle 6-12 zeigt einen Vorschlag für die Anpassung der Feuerwiderstandswerte gegenüber Stahlversagen von Kohlenstoffstahl. Die Werte basieren auf dem linearen Trend der Ergebnisse der Auswertung nach TR020. Aufgrund mangelnder Versuchsergebnisse für Ankerdurchmesser größer M12 werden die Zugfestigkeiten mit M12 gleichgesetzt. Da sowohl die Annahme von geringeren Temperaturen im Querschnitt großer Ankerstangendurchmesser als auch der aus den Versuchsergebnissen hervorgehende Trend über die Ankerdurchmesser, größere Stahlzugfestigkeiten im Brandfall für größere Ankerdurchmesser vermuten lassen, liegt diese Annahme auf der sicheren Seite.

Tabelle 6-12: Angepasste Feuerwiderstände gegenüber Stahlversagen für C-Stahl

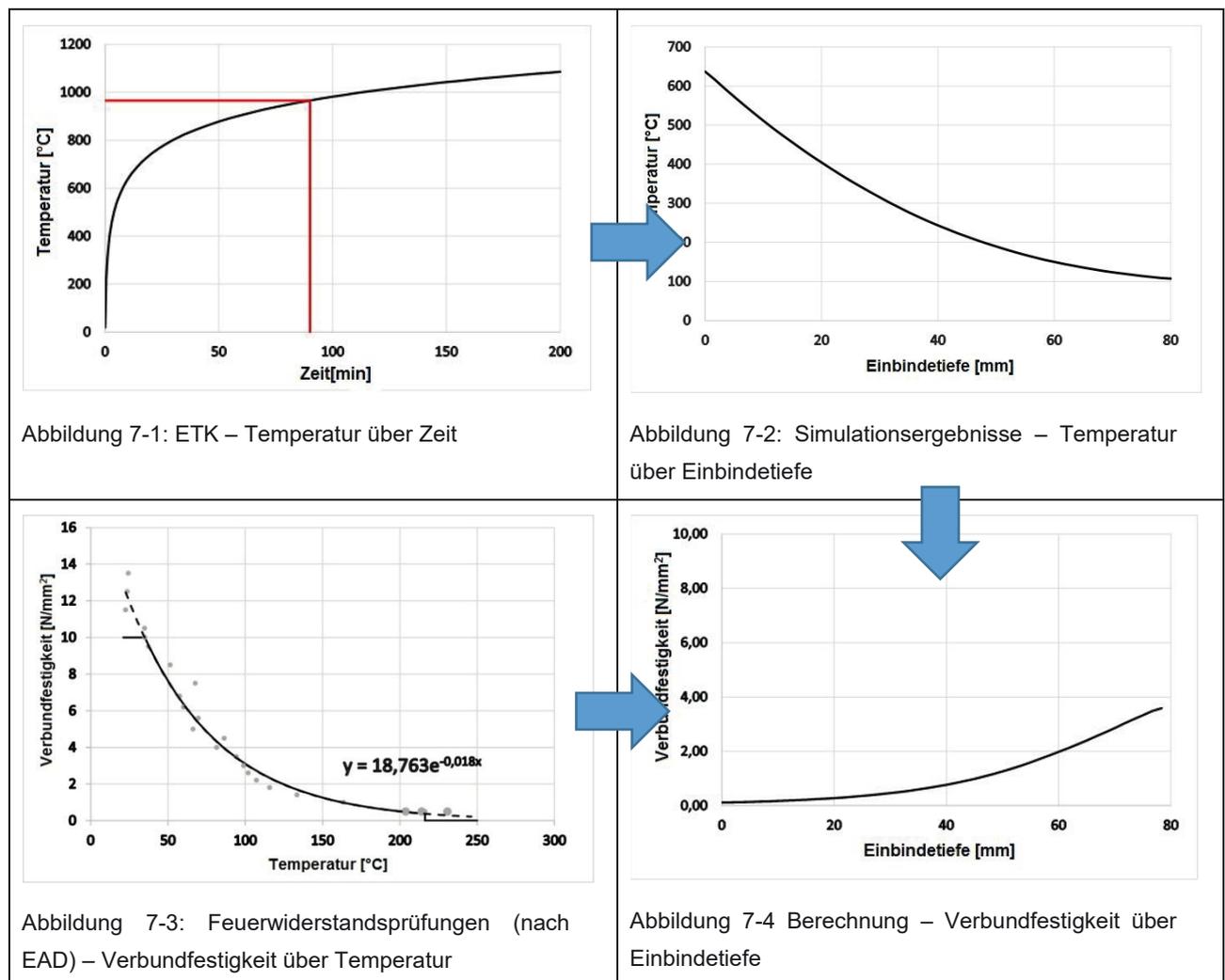
thread diameter [mm]	anchorage depth $h_{ef}$ [mm]	characteristic tension strength of an unprotected anchor made of C-steel in case of fire exposure in the time up to:			
		$\sigma_{Rk,s,fi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
		30 min (R15 to R30)	60 min (45 and R60)	90 min (R90)	120 min (R120)
M6	≥ 30	14	12	9	7
M8	≥ 30	20	15	11	9
M10	≥ 40	25	19	14	11
M12 and greater	≥ 50	30	23	16	13

## 7. Verbundversagen von Verbunddübeln im Brandfall

Die Injektionsmörtel die zur Befestigung von Ankerstangen verwendet werden sind in der Regel nicht für die sehr hohen Temperaturen wie sie während eines Brandes auftreten ausgelegt. Mit steigender Temperatur verschlechtern sich die Verbundeigenschaften der Mörtel und damit sinkt der Feuerwiderstand. Vor allem für kurze Einbindetiefen (d.h. sehr hohe Temperaturen entlang der Verankerungstiefe) wird Verbundversagen zur maßgebenden Versagensart.

Das im Folgenden beschriebene Bemessungsverfahren soll es ermöglichen mit Hilfe weniger Brandversuche auf die Widerstandswerte der großen Anzahl an Kombinationsmöglichkeiten von Ankerdurchmesser und Einbindetiefe eines Produkts rückführen zu können. Des Weiteren ermöglicht das Verfahren die Übertragbarkeit der Ergebnisse auf andere Brandkurven (Außenbrandkurve, Tunnelbrandkurve, individuelle Brandkurven). Dabei wird eine Kombination aus Temperaturdaten aus FEM-Simulationen und Ergebnissen des Brandersatzversuches (vgl. 3.1.4) nach EAD 330087-00-0601 [3] verwendet.

Tabelle 7-1: Vorgehen zur Berechnung von Feuerwiderstandswerten



Im ersten Schritt der Bemessung müssen für die Simulation der Temperaturen entlang der Ankerstange die Randbedingungen festgelegt werden. Es wird dabei sowohl der Ankerdurchmesser sowie die Verankerungstiefe festgelegt, als auch der Zeitpunkt in der Temperatur-Zeit-Kurve nach [2] an dem der Feuerwiderstand berechnet werden soll, vgl. Abbildung

7-1. Mit diesen Eingabewerten wird anschließend eine FEM-Simulation durchgeführt. Diese liefert für jeden Punkt der Einbindetiefe die zugehörige Temperatur zum zuvor gewählten Zeitpunkt des Einheitsbrandes, siehe Abbildung 7-2. Des Weiteren wird die Beziehung von Verbundspannung und Temperatur, die nach [3] ermittelt werden kann herangezogen, siehe Abbildung 7-3. Anschließend wird jedem Abschnitt der Verankerungstiefe die, der dort vorherrschenden Temperatur zugehörige Verbundspannung zugeordnet, siehe Abbildung 7-4. Bildet man das Integral der Verbundspannung über die Verankerungstiefe erhält man die Feuerwiderstandslast zur zuvor definierten Zeit.

Im Folgenden werden nun die einzelnen Berechnungsschritte und Berechnungsgrundlagen genauer untersucht sowie Vergleichsrechnungen zu vorliegenden Brandergebnissen durchgeführt.

## 7.1. Temperaturverteilung über die Verankerungstiefe mithilfe einer FE-Simulation mit ANSYS

Der erste Berechnungsschritt sieht eine thermisch-transiente Analyse zur Ermittlung der Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefe bei einem bestimmten Brandszenario vor.

Die Ausbreitung von Wärme in Baustoffen kann, wenn die physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs bekannt sind, sehr gut simuliert werden. Unter Zuhilfenahme von thermischen Simulationen kann somit der Einfluss verschiedenster Parameter auf die Temperaturverteilung entlang eines Verbunddübels untersucht werden.

### 7.1.1. Eingabeparameter und Randbedingungen

Die numerischen 3D-Simulationen wurden mit der Software ANSYS Mechanical durchgeführt. In diesem Forschungsbericht wurde die Einheitstemperaturzeitkurve (ETK) [2] als Brandszenario für weitere Untersuchungen ausgewählt. Die im Folgenden beschriebenen Simulationen können für beliebige Temperatur-Zeit-Kurven durchgeführt werden. Die Probekörper der im Folgenden beschriebenen Simulation wurden mit der thermischen Belastung der ETK belastet [2]. Die Materialeigenschaften von Stahl und Beton wurden den Eurocodes [6, 7] entnommen. Die Abbildung 7-5 bis Abbildung 7-8 zeigen die Temperaturabhängigkeit der physikalischen Größen spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit von Beton und Stahl. Für die Dichte von Stahl wurde ein Wert von  $7900 \text{ kg/m}^3$  angenommen, die Dichte von Beton liegt zwischen  $2000 \text{ kg/m}^3$  und  $2600 \text{ kg/m}^3$ .

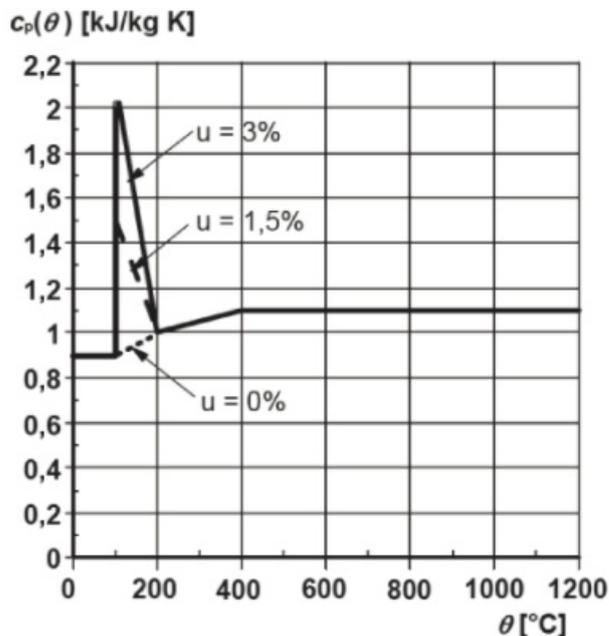


Abbildung 7-5: spezifische Wärmekapazität von Beton in Abhängigkeit des Feuchtegehalts [7]

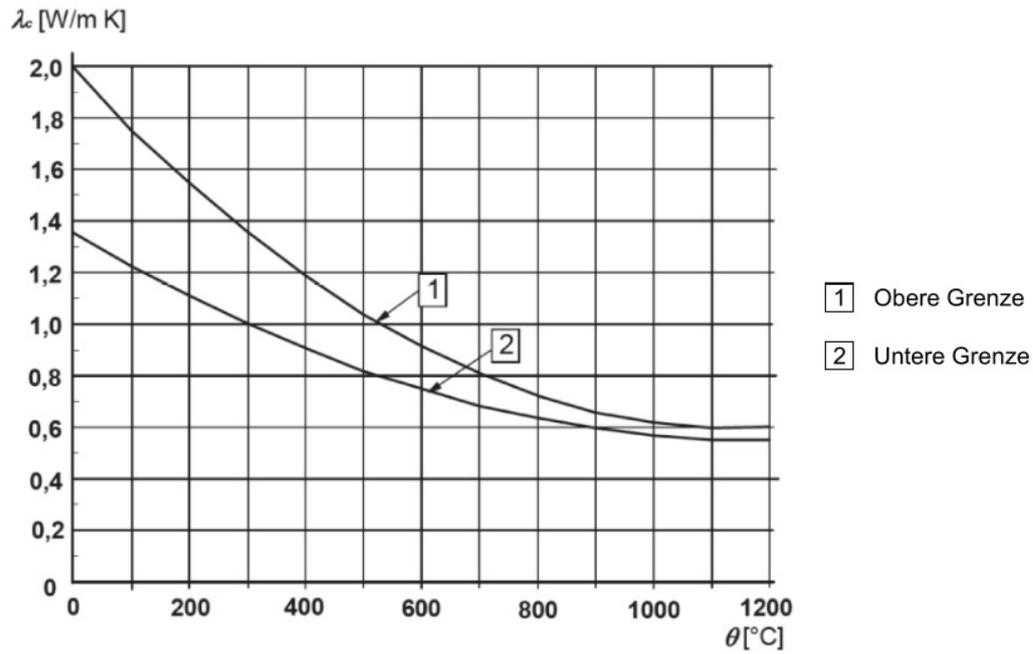


Abbildung 7-6: Wärmeleitfähigkeit von Beton [7]

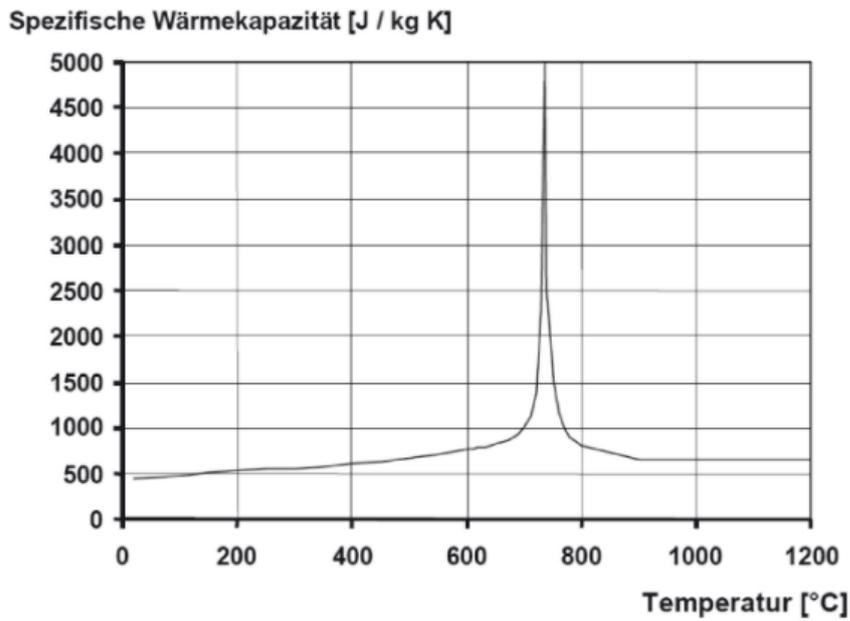


Abbildung 7-7: spezifische Wärmekapazität [6]

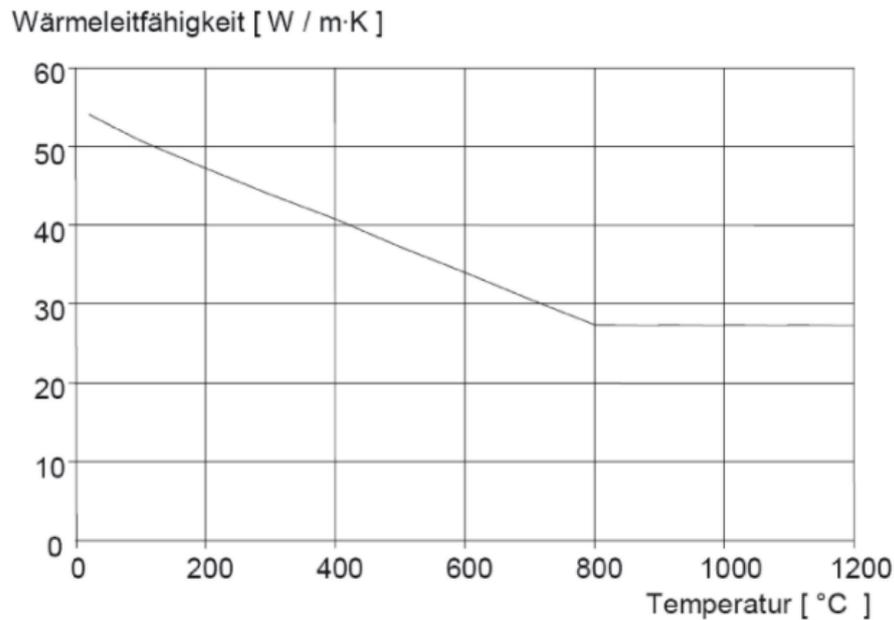


Abbildung 7-8: Wärmeleitfähigkeit von Kohlenstoffstahl [6]

Für die Simulation wurde ein rotationssymmetrischer Versuchskörper gewählt. Dabei wurde der Durchmesser des Betonzylinders so gewählt, dass die Ränder keinen Einfluss auf die Temperatur am Dübel haben, aus dieser Bedingung ergab sich ein Maß von 170 mm.

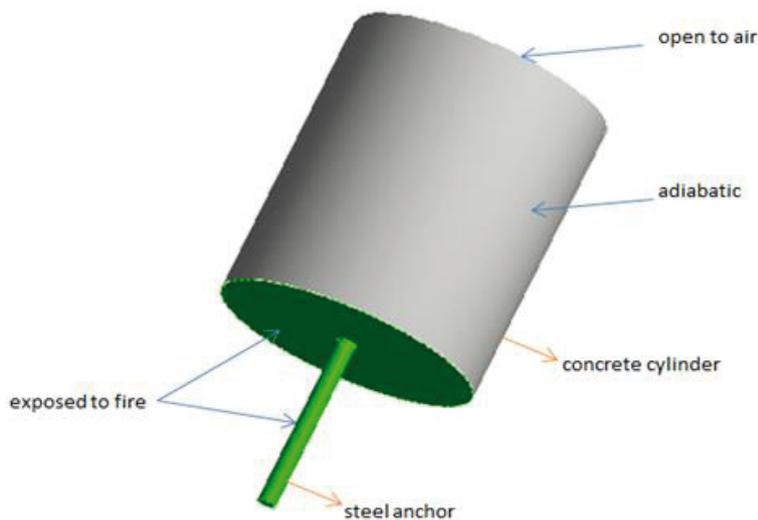


Abbildung 7-9: FE-Modell mit Randbedingungen

Abbildung 7-9 zeigt die Randbedingungen die in der Simulation verwendet wurden. Die Unterseite des Zylinders wurde dabei dem Feuer ausgesetzt, die Oberseite befindet sich frei an der Luft. Die Mantelflächen des Zylinders wurden als adiabatisch definiert, das heißt hier findet kein Wärmeaustausch statt. Die Größen zur Definition der Randbedingungen wurden nach Eurocode verwendet. Für den Wärmeübergangskoeffizient für die der Luft ausgesetzten Modellseite wurde 25 W/mK angenommen, für die dem Beton angrenzenden Flächen wurden 4 W/mK angenommen. Der Emissionsgrad von 0,7 wurde für Stahl und Beton definiert, um die Strahlungswirkung zu berücksichtigen.

Die Ergebnisse der thermischen Simulation wurden mit Ergebnissen einer anderen Forschungseinrichtung verglichen. Zum Vergleich wurden von beiden Instituten die Temperaturwerte entlang der Verankerungstiefe eines einbetonierten Dübels mit einem Durchmesser von 16 mm auf einer Einbindetiefe von 120 mm ermittelt. Die Betonplatte hatte dabei eine Dicke von 174 mm. Abbildung 7-10 zeigt den Vergleich der Ergebnisse bei einer Brandbeanspruchung von 90 min. Der Grund für die Unterschiede der Temperaturwerte bis 20 mm Tiefe ist unbekannt und wird weiter untersucht. Es könnten Unterschiede in den Materialeigenschaften oder den Randbedingungen sein.

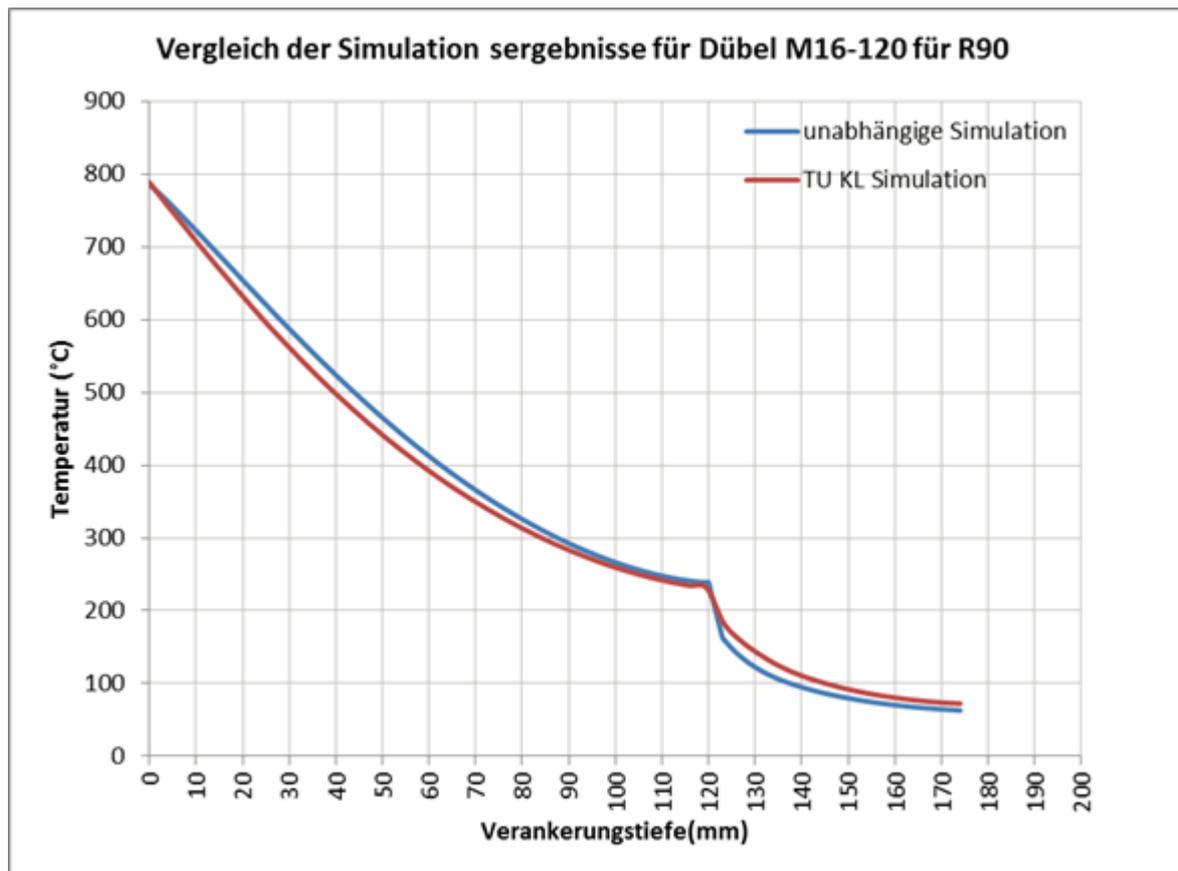


Abbildung 7-10: Vergleich der Simulationsergebnisse beider Institute

Die Ergebnisse der Temperatursimulationen für unterschiedliche Dübeldurchmesser und Verankerungstiefen sind in Anhang graphisch dargestellt.

### 7.1.2. Parameterstudie

Die Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefe hängt von unterschiedlichen Faktoren ab, folgende Parameter werden im Rahmen dieser Parameterstudie untersucht;

- Verankerungstiefe
- Ankerdurchmesser
- Feuchte des Betons
- Mörtelschicht
- Art des Anbauteils

In den im Folgenden beschriebenen Simulationen wird die Ankerstange vereinfacht als zylindrisch angenommen ohne die Gewindegänge an der Oberfläche zu berücksichtigen.

In Abbildung 7-11 und Abbildung 7-12 sind die Eingabeparameter und die Ergebnisse der Untersuchung der Einbindetiefe dargestellt. Verwendet wurde für alle vier Simulationen ein Ankerdurchmesser von 12 mm bei den Einbindetiefen 60 mm (A), 90 mm (B), 120 mm (C) und 150 mm (D). Die in Abbildung 7-12 angegebenen Temperaturdaten beziehen sich immer auf das Ende der Einbindetiefe. In allen Simulationen wurden die Mörtelschicht und das Anbauteil vernachlässigt.

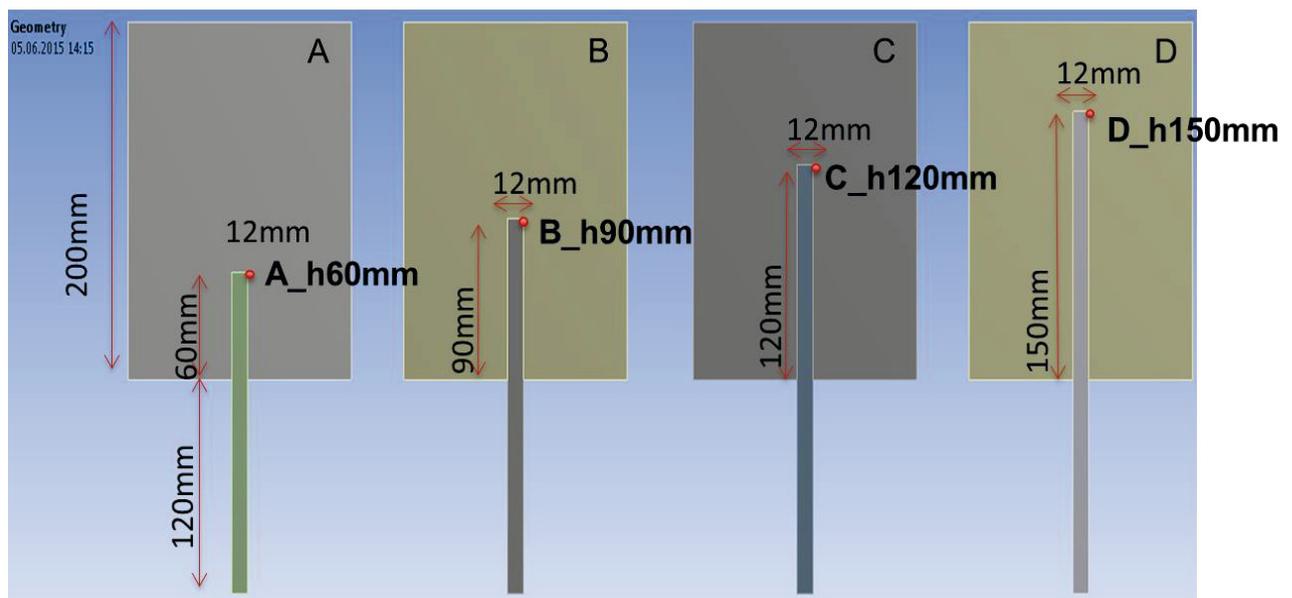


Abbildung 7-11: Untersuchung unterschiedlicher Einbindetiefen mit Temperaturmessung am tiefsten Punkt

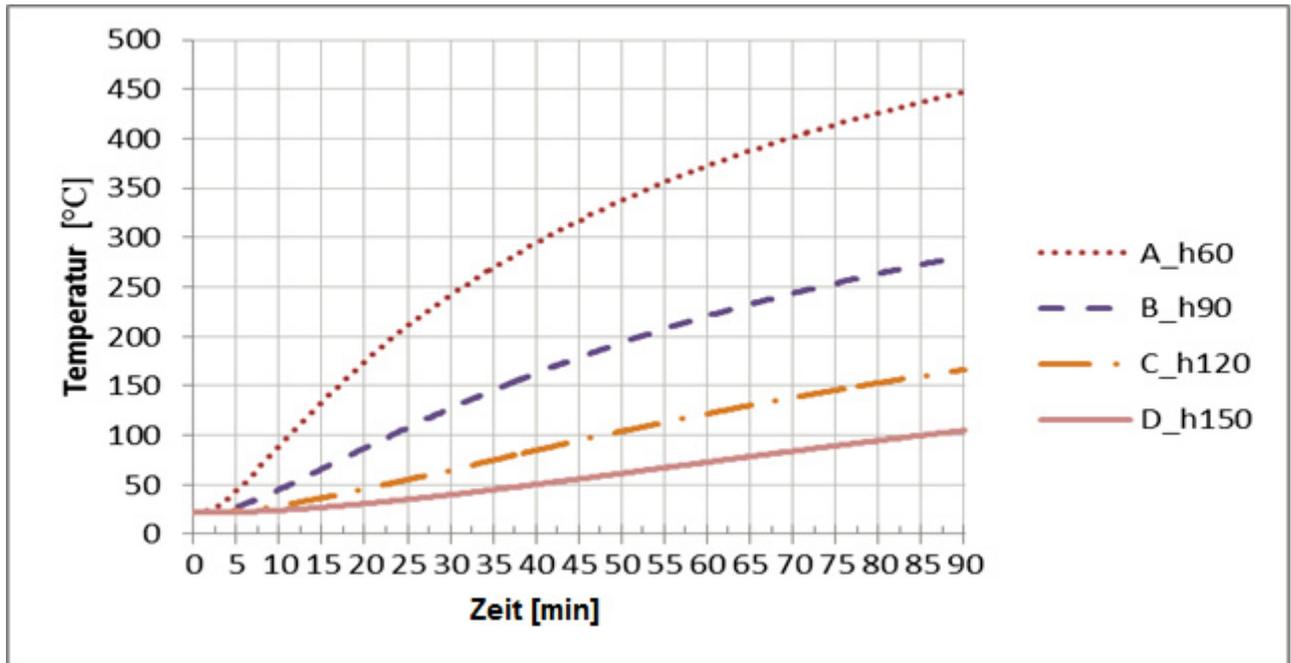


Abbildung 7-12: Ergebnisse der Untersuchung der Einbindetiefe mit Messpunkten am tiefsten Punkt

Wie zu erwarten sind die Temperaturen am Ende der Ankerstange niedriger, je tiefer die Ankerstange eingebunden ist.

Anschließend werden die Versuchskörper A, B, C und D wie in der vorherigen Simulation beibehalten. Die Temperaturen werden aber nun für alle Körper bei der Einbindetiefe bei 60 mm ausgegeben.

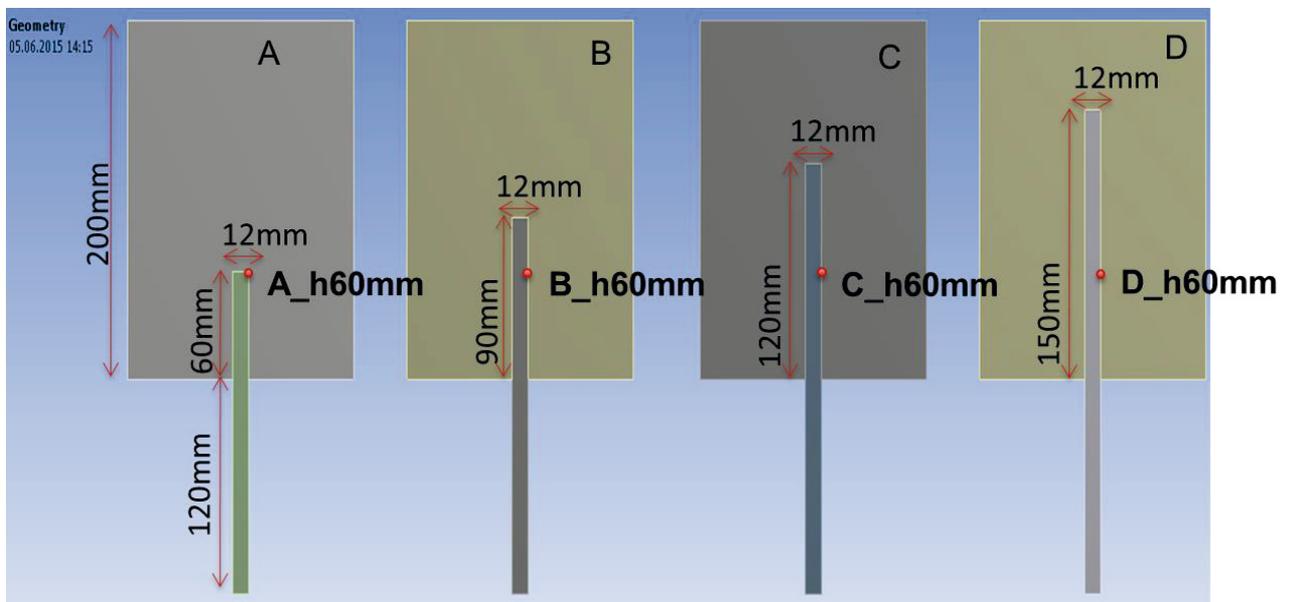


Abbildung 7-13: Untersuchung des Einflusses der Verankerungstiefe mit Temperaturmessung bei 60 mm

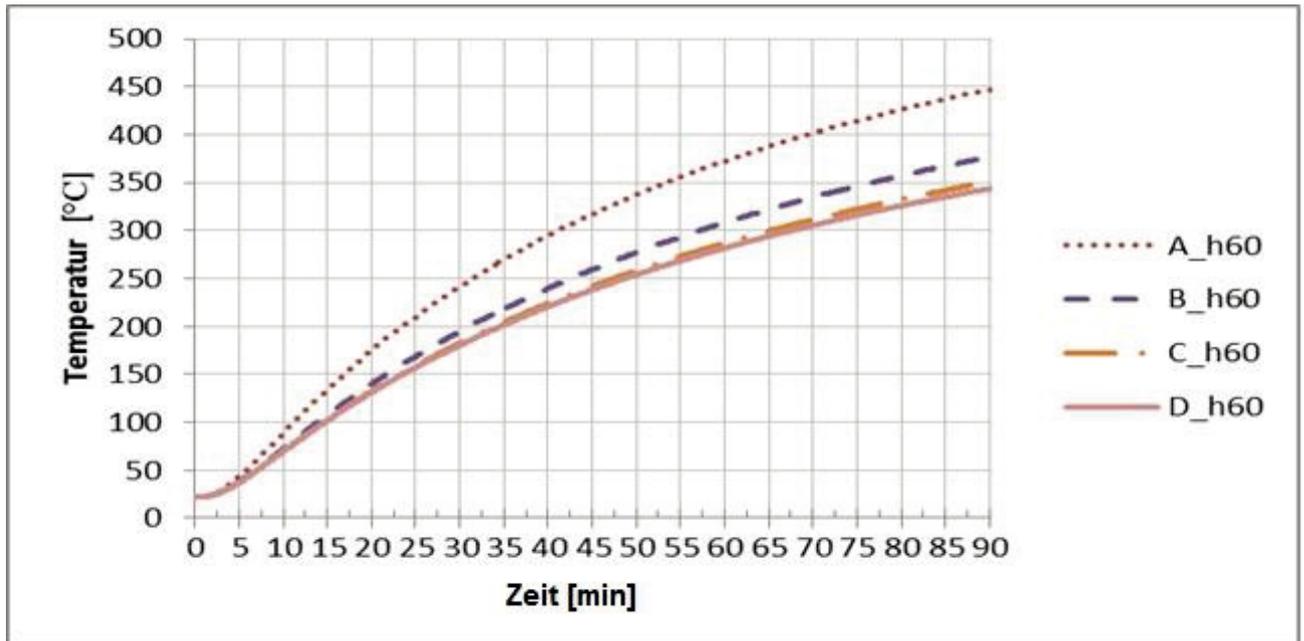


Abbildung 7-14: Ergebnisse des Einflusses der Verankerungstiefe mit Temperaturmessung bei 60 mm

Abbildung 7-14 zeigt, dass bei einem Dübel mit größerer Verankerungstiefe die Temperaturen identischer Tiefe deutlich geringer sind. Dies kann dadurch begründet werden, dass durch die bessere Wärmeleitfähigkeit von Stahl die Temperaturen schlechter an den umgebenden Beton abgegeben werden können. Zum Ende der Verankerungstiefe entsteht so ein Wärmestau. Aus diesem Grund ist der Effekt umso größer, je näher die Temperaturen am Ende der Verankerung gemessen werden.

Anschließend wurde der Einfluss des Ankerdurchmessers auf die Temperaturverteilung am Dübel untersucht. Abbildung 7-15 zeigt die vier Modelle für diese Untersuchung. Untersucht wurden die Durchmesser 6 mm (A), 12 mm (B), 18 mm (C) und 24 mm (D). Alle Dübel weisen eine Verankerungstiefe von 120 mm auf.

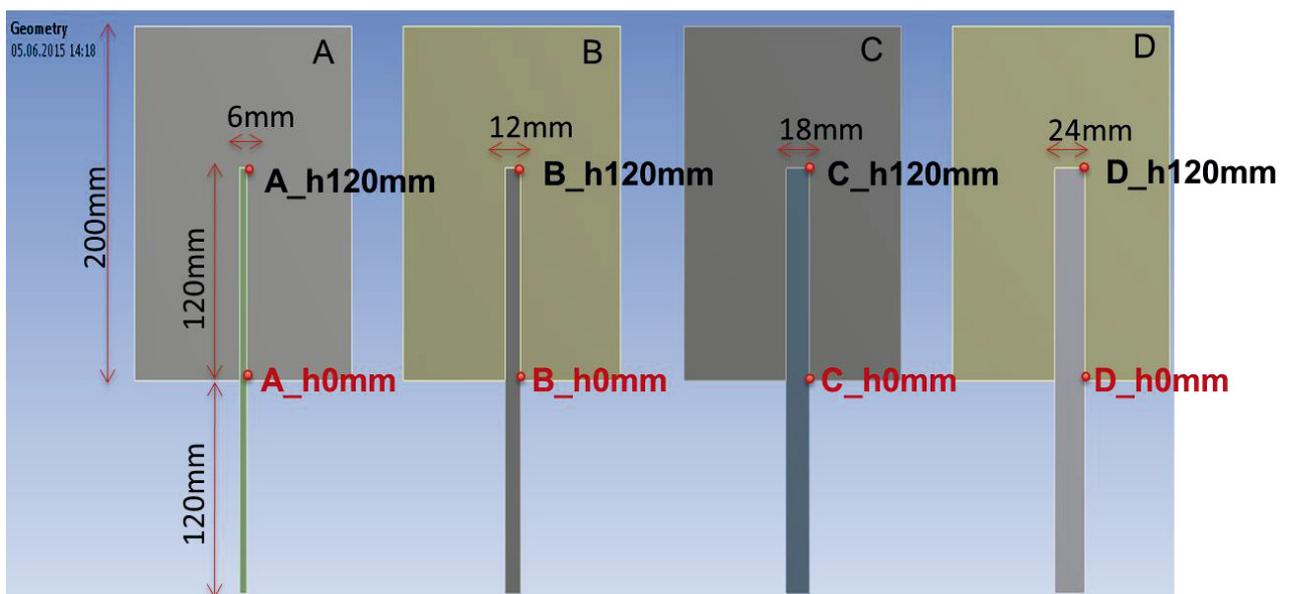


Abbildung 7-15: Untersuchung des Einflusses des Ankerdurchmessers

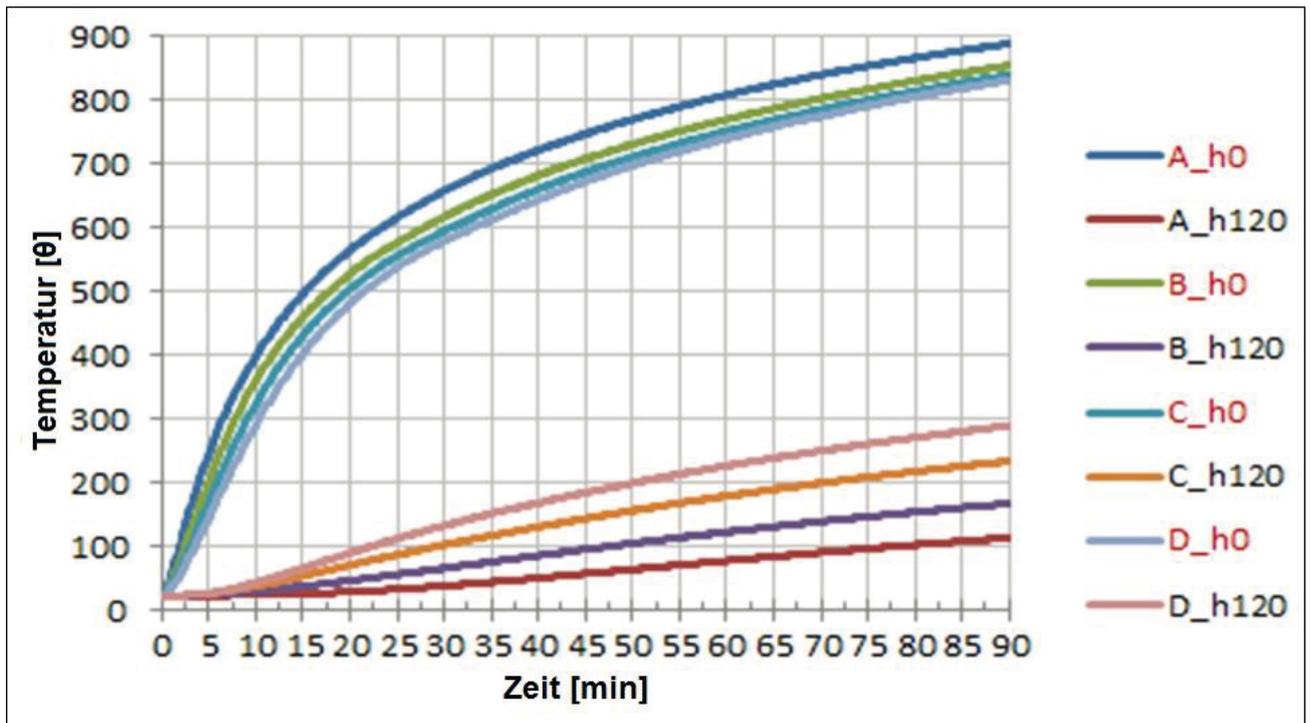


Abbildung 7-16: Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses des Ankerdurchmessers

Wie in Abbildung 7-16 gezeigt wird, liefert die Simulation an der Betonoberfläche des kleinsten Durchmessers höhere Temperaturen als für den größten Dübel Durchmesser. Ein Grund könnte sein, dass der kleinste Dübel Durchmesser den kleinsten Umfang und die geringste Fläche hat. Dieser kleine Dübel Durchmesser hat weniger Kapazität die Wärme abzuleiten, als ein Dübel mit großem Durchmesser. Am Ende der Verankerungstiefe kann ein deutlicher Temperaturunterschied zwischen den unterschiedlichen Ankerdurchmessern erkannt werden. Die Temperaturen sind für den kleinsten Durchmesser deutlich geringer als für den größten, der Temperaturunterschied zwischen 10 mm Ankerdurchmesser und 24 mm beträgt in diesem Beispiel circa 200 °C. Grund hierfür ist, dass eine Befestigung mit großem Durchmesser mehr Querschnittsfläche hat die sich im Brandraum erhitzt, eine größere Menge an Wärme kann also in den Beton eingeleitet werden. Da die Querschnittszunahme bei größerem Durchmesser größer ist als die des Umfangs, wächst die Mantelfläche also die Fläche über die Wärme wieder in den Beton abgegeben werden kann nicht proportional mit, folglich entstehen an einem Dübel mit großem Durchmesser höhere Temperaturen. Die thermische Leitfähigkeit von Beton ist gering und somit verhindert er die Wärmeausbreitung entlang der Verankerungstiefe an der Stahl-Beton Schnittstelle. Dies ist der Grund weshalb die Temperatur in der Tiefe für große Dübel Durchmesser höher ist und für kleine Dübel Durchmesser kleiner.

In den vorangegangenen Simulationen wurde zur einfacheren Simulation das System Verbunddübel auf eine zylindrische Ankerstange aus Stahl, eingebettet in Beton reduziert. Die die Ankerstange umgebende Mörtelschicht wurde vernachlässigt. Im Folgenden soll nun der mögliche Einfluss dieser Schicht auf die Temperaturen entlang der Ankerstange untersucht werden.

Da die physikalischen Eigenschaften von Verbundmörteln produktabhängig sind und zunächst keine ausreichenden Informationen vorlagen wurde im ersten Schritt eine 1 mm Dicke Mörtelschicht mit besonders guten Dämmeigenschaften untersucht.

## Verbunddübel im Brandfall –DIBT

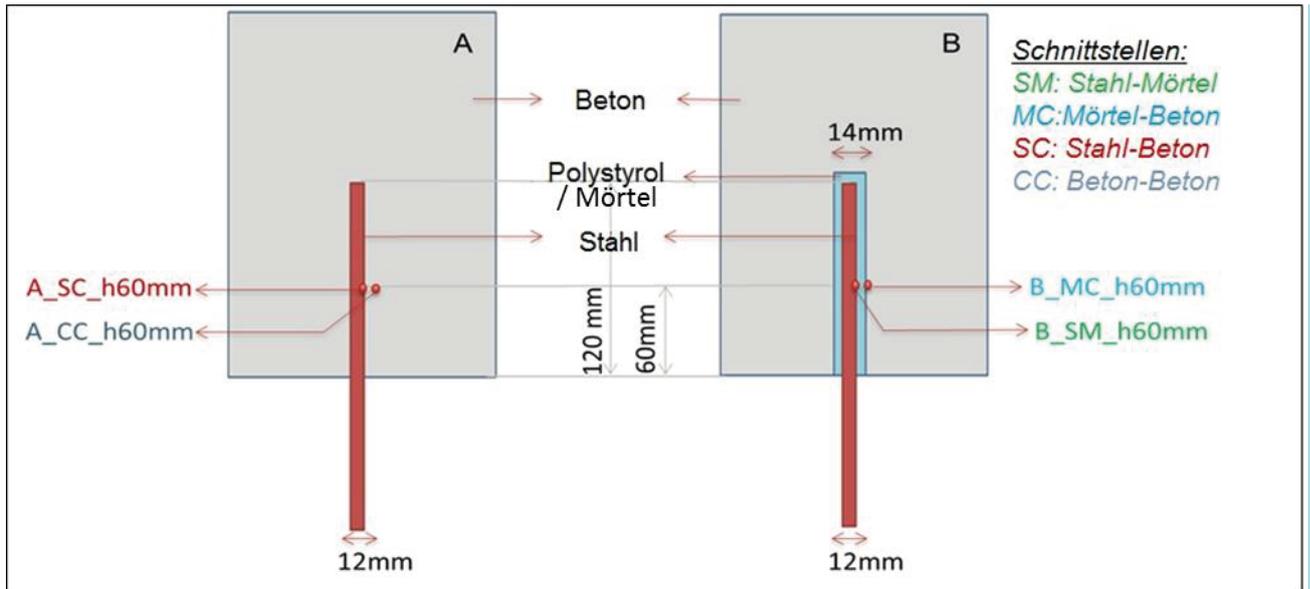


Abbildung 7-17: Untersuchung des Einflusses der Mörtelschicht, extrem dämmende Mörtelschicht

In Abbildung 7-17 ist in Model A ein Zylinder dargestellt in den eine Ankerstange ohne Mörtelschicht eingebettet ist, im Model B wurde eine Mörtelschicht berücksichtigt. Es wurden die Temperaturen an den Kontaktflächen zwischen Stahl und Mörtel (SM) sowie Mörtel und Beton (MC) gemessen. In Model A wurden analog die Temperaturen an der Kontaktfläche Stahl zu Beton (SC) und die davon 1 mm entfernte Stelle im Beton (CC) ausgelesen. Für die Mörtelschicht wurde für diese Simulation eine Wärmeleitfähigkeit von 0,1 W/mK gewählt, dies entspricht in etwa der Wärmeleitfähigkeit von Polystyrol.

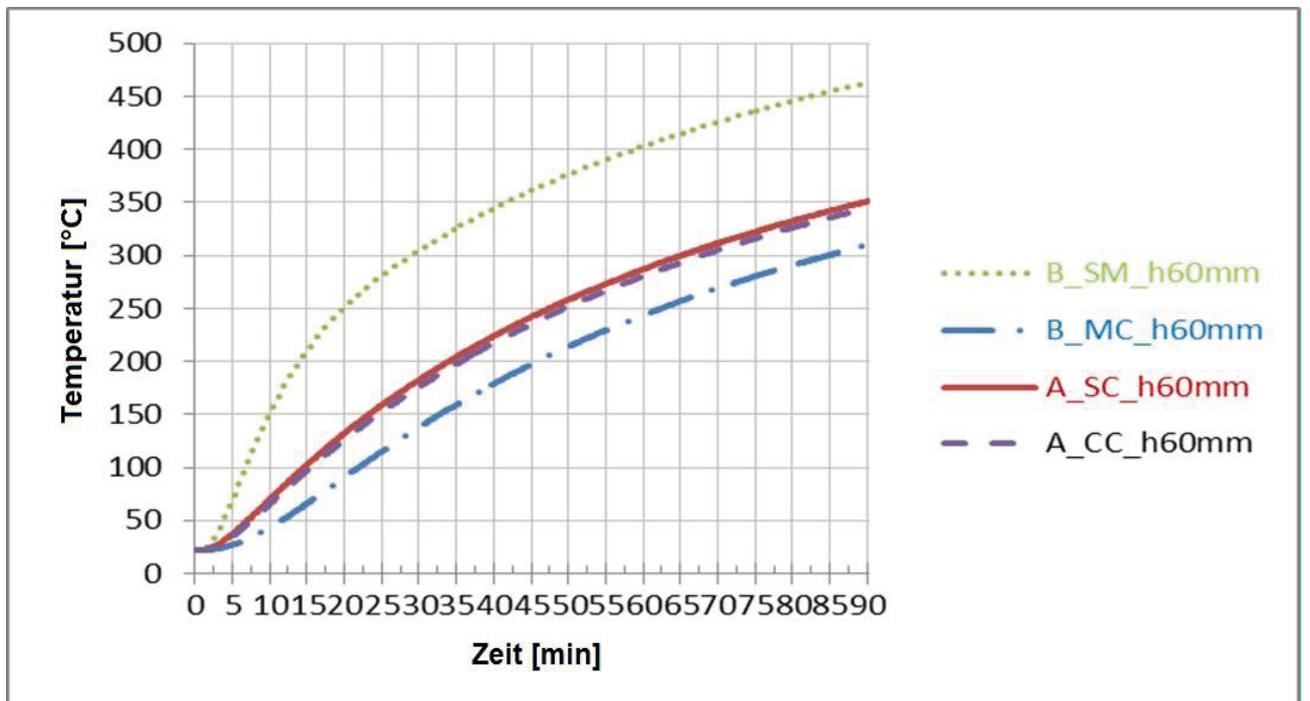


Abbildung 7-18: Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses der Mörtelschicht, extrem dämmende Mörtelschicht

Abbildung 7-18 zeigt die Ergebnisse dieser Simulation. Hätte ein Mörtel eine solch niedrige Wärmeleitfähigkeit, hätte dies sehr große Auswirkungen auf die Temperaturen an der

Ankerstange. Der simulierte Temperaturunterschied am Stahl beträgt circa 100 °C. Je näher die physikalischen Eigenschaften denen von Beton sind, desto geringer wird der Einfluss.

Mit den gleichen Modellen (A + B) wurde anschließend eine Simulation mit realen Mörtel­eigenschaften durchgeführt. Die Daten dazu wurden von einem Hersteller zur Verfügung gestellt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 7-19 dargestellt. Hier kann kein signifikanter Unterschied in den Temperaturen festgestellt werden.

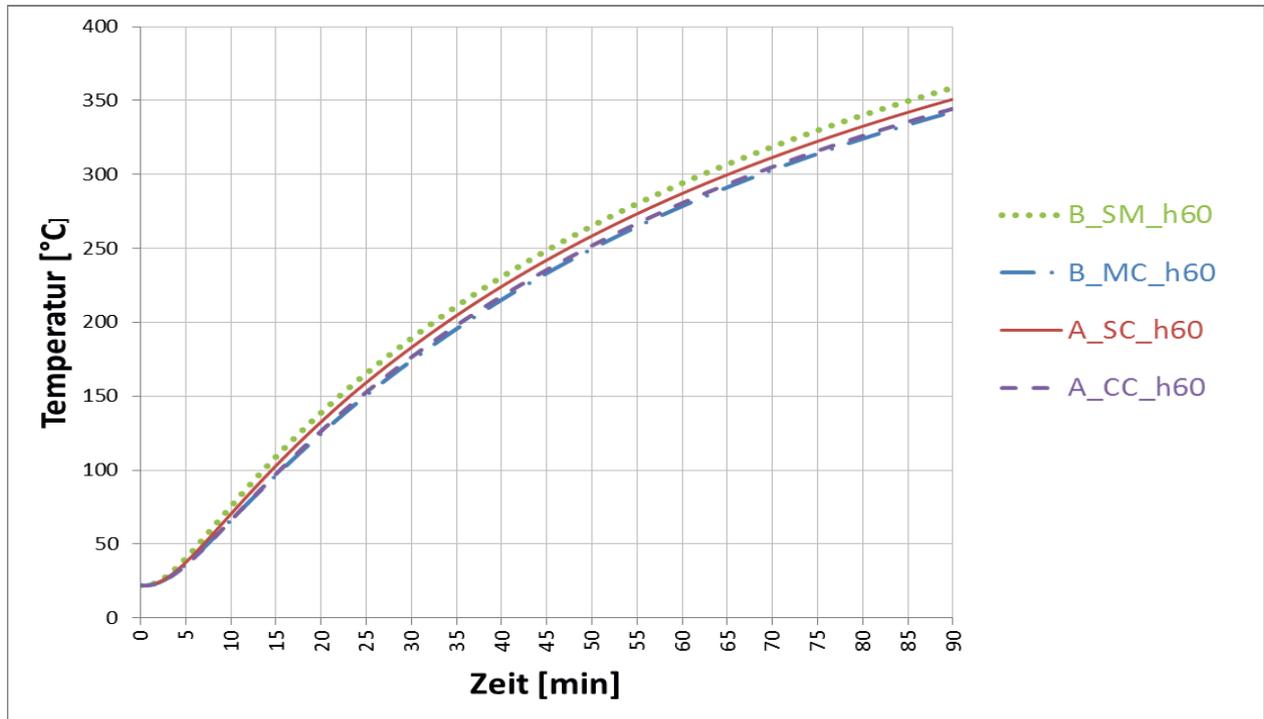


Abbildung 7-19: Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses der Mörtelschicht, reale Mörtel­eigenschaften

Da die Feuchte des Betons Einfluss auf die spezifische Wärmekapazität hat und diese zwischen verschiedenen Realtests stark unterschiedlich sein kann, wurde der Einfluss dieser variable im Rahmen der Parameterstudie untersucht. Es wurden dazu die Temperaturen entlang der Verankerungstiefe unter Annahme eines Probekörpers mit 0% Feuchte mit denen bei 1,5% Feuchte und 3% Feuchte verglichen. Abbildung 7-20 zeigt die Eingabemodelle für die Simulation.

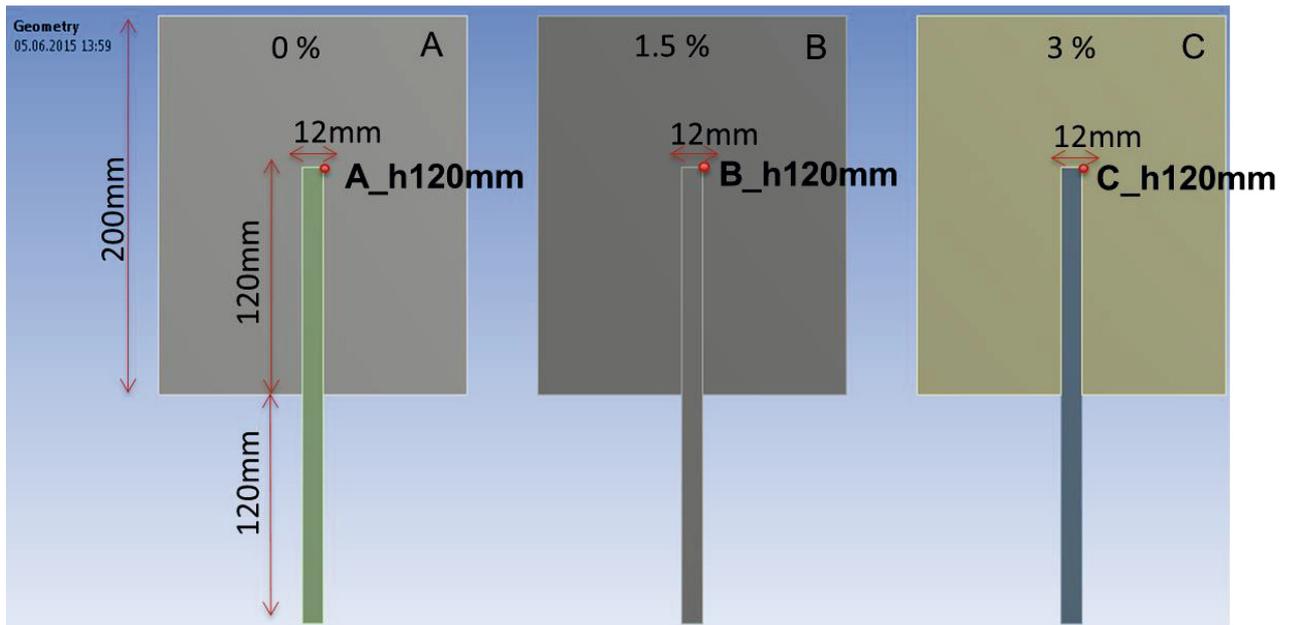


Abbildung 7-20: Untersuchung des Einflusses der Betonfeuchte

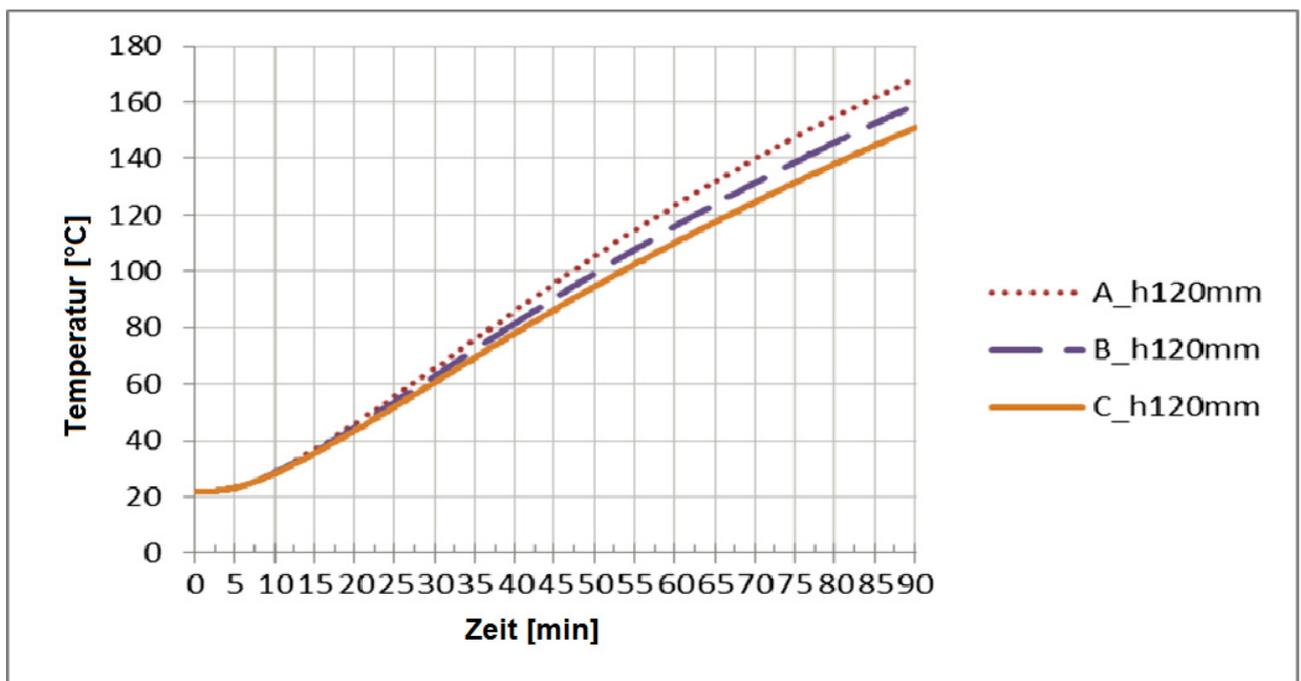


Abbildung 7-21: Ergebnisse der Untersuchung der Betonfeuchte

Die Resultate zeigen, dass je höher die Betonfeuchte im Probekörper ist, desto niedriger sind die Temperaturen am Dübel. Dies erklärt sich dadurch, dass mit steigender Betonfeuchte die Erhöhung der spezifischen Wärmekapazität zwischen 100°C und 200°C zunimmt und somit die Wärme an der Ankerstange schneller in den Beton übertragen werden können. Die maximale Differenz die in dieser Simulation festgestellt werden konnte beträgt 20°C.

Im Rahmen der Möglichkeiten die diese FE-Simulation bietet, können allerdings nicht alle Effekte der Betonfeuchte berücksichtigt werden. Beispielsweise kann das durch die hohen Temperaturen freiwerdende Wasser und dessen Transport in einer Simulation nicht dargestellt werden. Es ist denkbar, dass dieser Effekt noch einen viel größeren Einfluss auf die Temperatur an der

Ankerstange haben kann als die Änderungen der physikalischen Eigenschaften von feuchtem Beton an sich.

Im Rahmen der Forschungsarbeit von Reick [5] wurde bereits festgestellt, dass Art und Größe des Anbauteils zur Einleitung der Kräfte in den Dübel großen Einfluss auf die Temperaturen an der Ankerstange haben. Daher wurde im Folgenden auch dieser Parameter anhand drei verschiedener Modelle untersucht. Wie in Abbildung 7-22 gezeigt, wurde die Temperaturverteilung eines Dübels ohne Anbauteils (C) mit der eines Dübels mit einem plattenförmigen Anbauteils ohne Luftspalt (B) und dem eines Dübels mit O-förmigem Anbauteil mit Luftspalt (A) in Anlehnung an TR020 [1] verglichen.

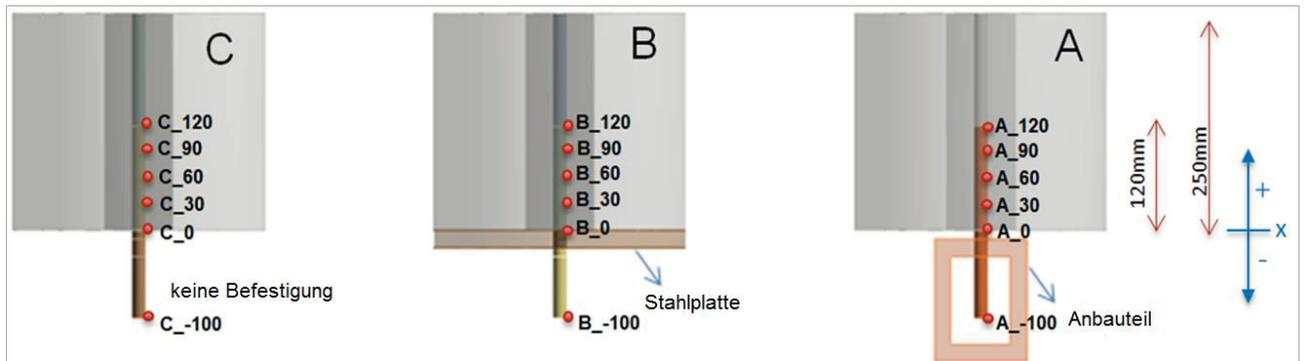


Abbildung 7-22: Untersuchung des Einflusses des Anbauteils

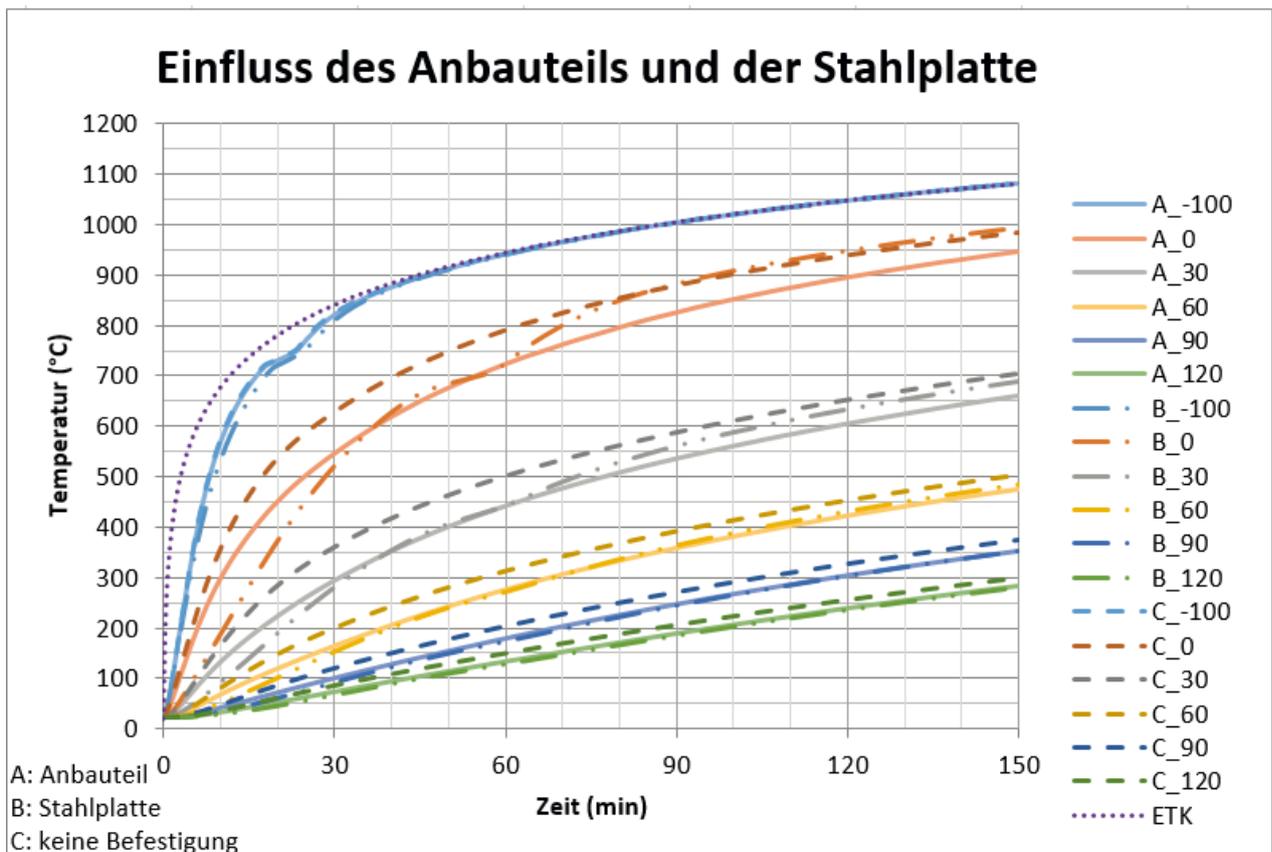


Abbildung 7-23: Ergebnisse der Untersuchung des Einflusses des Anbauteils

In Abbildung 7-23 ist das Ergebnis der Simulation ohne Anbauteil (C) mit einer gestrichelten Linie, mit Stahlplatte (B) mit einer Strick-Punkt-Linie und mit Anbauteil nach TR020 (A) mit einer

durchgezogenen Linie dargestellt. Es wird deutlich, dass ein Anbauteil immer einen Teil der Hitze abschirmt und somit zu geringeren Temperaturen am Dübel führt. Die Verwendung einer Stahlplatte ohne Luftspalt hat vor allem in den ersten 60 min des Brandes und in den Oberflächennahen Regionen einen großen Einfluss auf die Temperaturen. Bei der Verwendung eines Anbauteils mit Luftspalt ändert sich der Verlauf der Temperaturerhöhung nur gering, im Betrag jedoch sind die Temperaturen an allen Stellen der Verankerungstiefe durch die größere Abschirmung des massigen Bauteils teilweise deutlich geringer.

### 7.1.3. Vergleich von Temperaturdaten aus Brandversuchen und Simulation

Die in der thermischen Simulation gewonnenen Ergebnisse sollen anschließend durch Versuchsergebnisse in realen Bränden bestätigt werden.

Im Rahmen von Brandversuchen wurden im Wesentlichen folgende Parameter untersucht;

- Ankerdurchmesser
- Verankerungstiefe
- Stahlgüte
- Einbetonierte und eingeklebte Dübel

Für die Durchführung von Brandversuchen an Befestigungsmitteln steht der TU Kaiserslautern ein Kombi-Brandofen mit den Abmessungen 3,00 m x 3,00 m x 4,00 m zur Verfügung. Alle im nachfolgenden beschriebenen Versuche wurden nach den Vorgaben des Technical Report TR020 [1] und der DIN EN 1363-1 [2] durchgeführt.

Die Temperaturmessung erfolgte über Thermoelemente (vgl. Abbildung 7-24) des Typs K sowie Mantelthermoelemente (keine Abbildung) des Typs K.

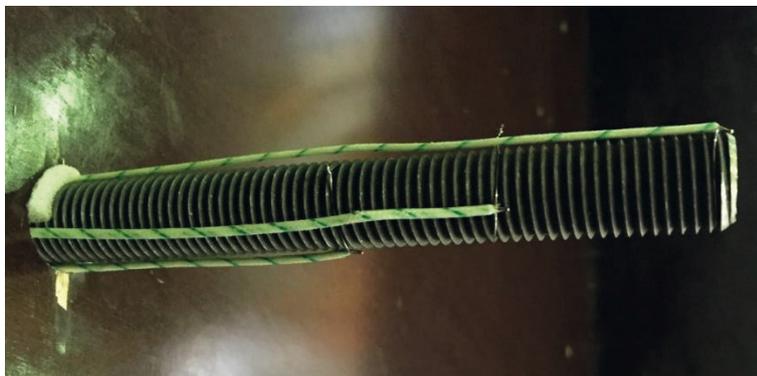


Abbildung 7-24: Thermoelemente zur Temperaturmessung

Es wurden bisher zwei Arten des Versuchsaufbaus realisiert. Im ersten Fall wird der Brandraum auf eine kleine Brandkammer mit den Abmessungen 1,00 m x 1,50 m x 1,50 m und nur einem Brenner reduziert, vgl. Abbildung 7-25. Die Belastung der Dübel erfolgt bei diesem Aufbau in horizontaler Richtung, mit Totlasten oder hydraulischen Pressen.

## Verbunddübel im Brandfall –DIBT



Abbildung 7-25: Versuchsaufbau mit reduziertem Brandraum



Abbildung 7-26: Versuchsaufbau mit vier Brennern

In Abbildung 7-26 ist ein weiterer Versuchsaufbau dargestellt. In diesem Fall werden vier der zur Verfügung stehenden 14 Brenner verwendet. Die Dübel werden dabei vertikal mit Totlasten oder hydraulischen Zylindern belastet, wobei sich die Belastungseinrichtung unter dem Brandraum befindet.

Nachfolgende Abbildung 7-27 zeigt beispielhaft einen Vergleich von Simulation und Versuchsergebnis. Es wird deutlich, dass Simulationsergebnis und Versuchsergebnis in sehr guter Übereinstimmung stehen.

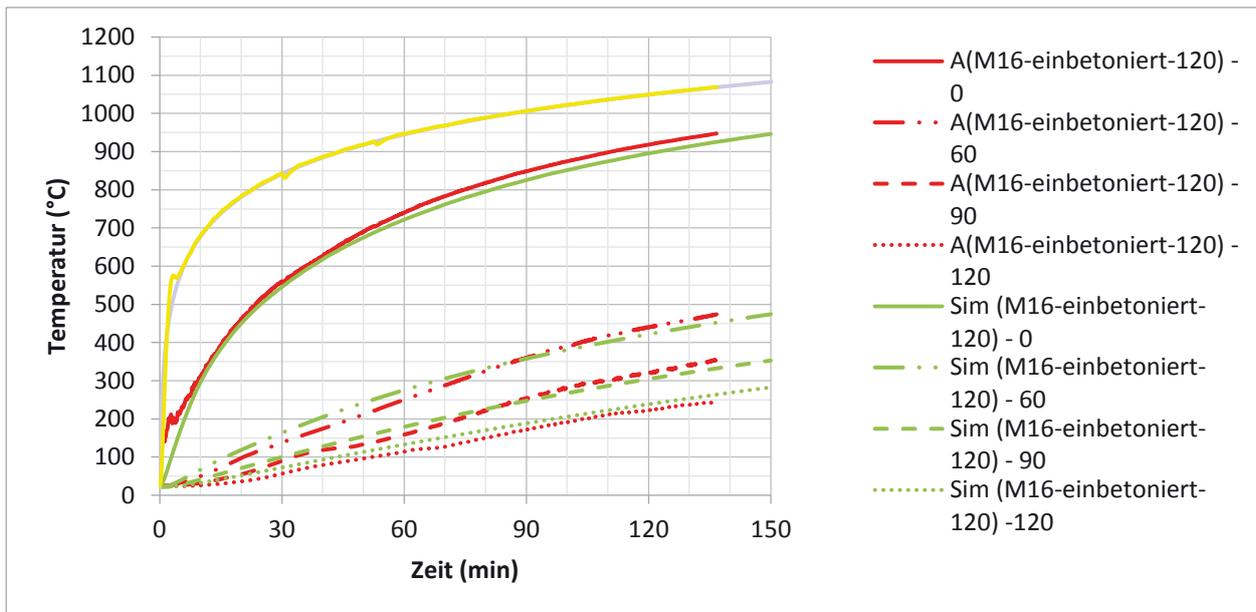


Abbildung 7-27: Vergleich von Simulation und Realbranddaten für einen Gewindestab M16 mit 120 mm Setztiefe

Die nachfolgenden Diagramme Abbildung 7-28 bis Abbildung 7-31 zeigen beispielhaft die Übereinstimmung der Simulationsergebnisse mit Temperaturmessungen aus Realbränden.

Weitere Vergleiche finden sich in Anhang B.

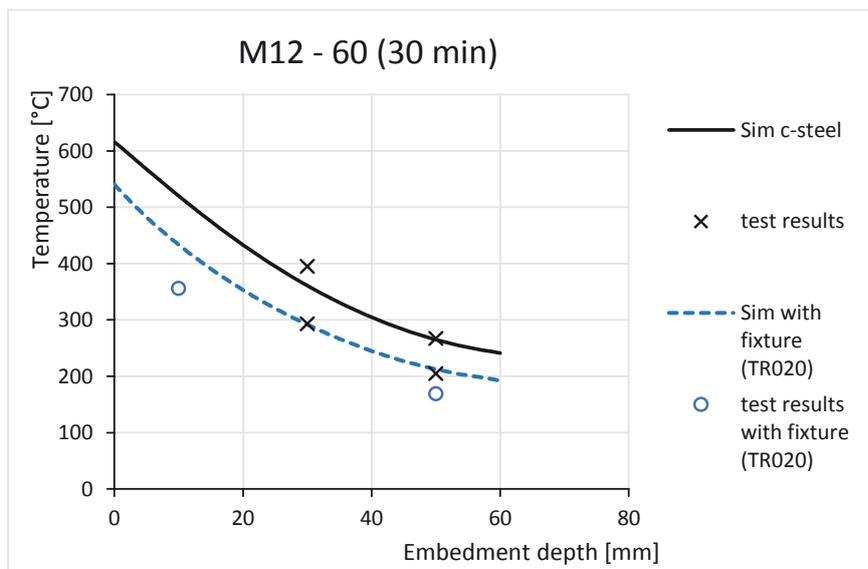


Abbildung 7-28: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 30 min

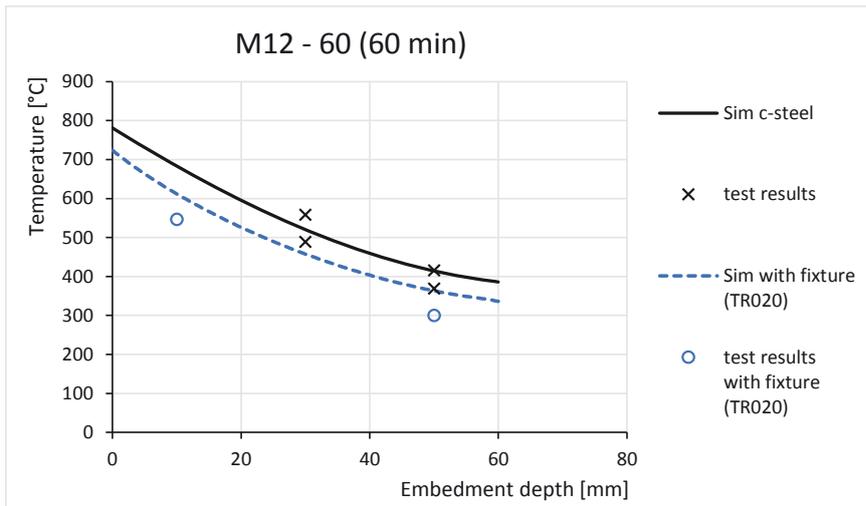


Abbildung 7-29: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 60 min

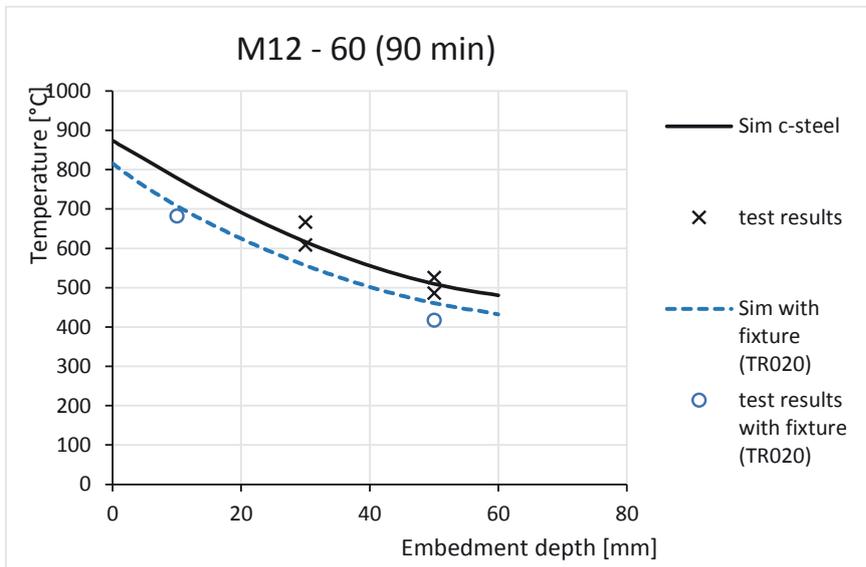


Abbildung 7-30: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 90 min

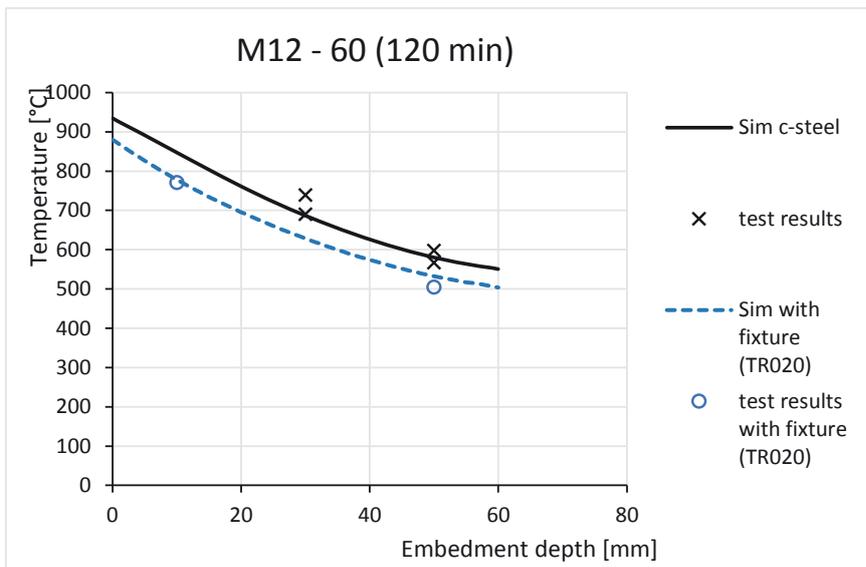


Abbildung 7-31: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 120 min

Die grafischen Darstellungen (Anhang B) zeigen, dass die Simulation mit den in Realität auftretenden Temperaturen in sehr guter Übereinstimmung steht. Bei genauerer Betrachtung fällt jedoch auf, dass in Einzelfällen Abweichungen bis zu 200°C auftraten. Vor allem für die größeren Durchmesser scheint die Simulation den Durchmesserereffekt zu überschätzen.

Diese Annahme wird durch nachfolgende Darstellung (Abbildung 7-32) bestätigt. Es ist ein Trend abfallender Trend von kleinen zu großen Durchmessern zu erkennen.

Die Abbildung zeigt, dass das Verhältnis zwischen Simulationsergebnis und Testergebnis in allen Ergebnissen zwischen 1,8 und 0,6 liegt. Je länger der Brand andauernd desto besser ist die Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation. So liegt der Faktor zwischen Simulation und Test für die Ergebnisse nach 120 min Branddauer zwischen 1,25 und 0,6.

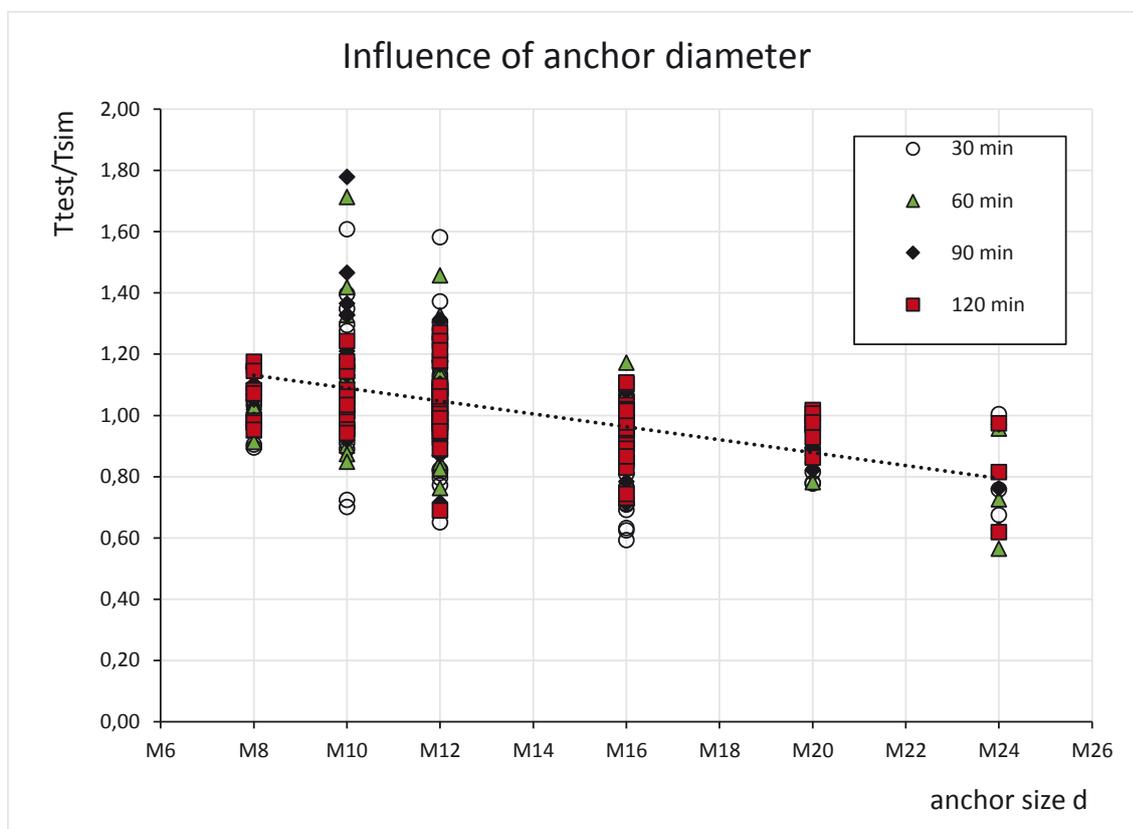


Abbildung 7-32: Verhältnis von Simulations- und Testergebnis über den Ankerdurchmesser

In Abbildung 7-33 ist überprüft ob die Verankerungstiefe einen Einfluss auf die Simulationsgenauigkeit hat. Der Mittelwert des Verhältnisses zwischen Simulations- und Versuchsergebnis liegt bei 1,0, ein Trend über die Verankerungstiefe ist nicht zu erkennen.

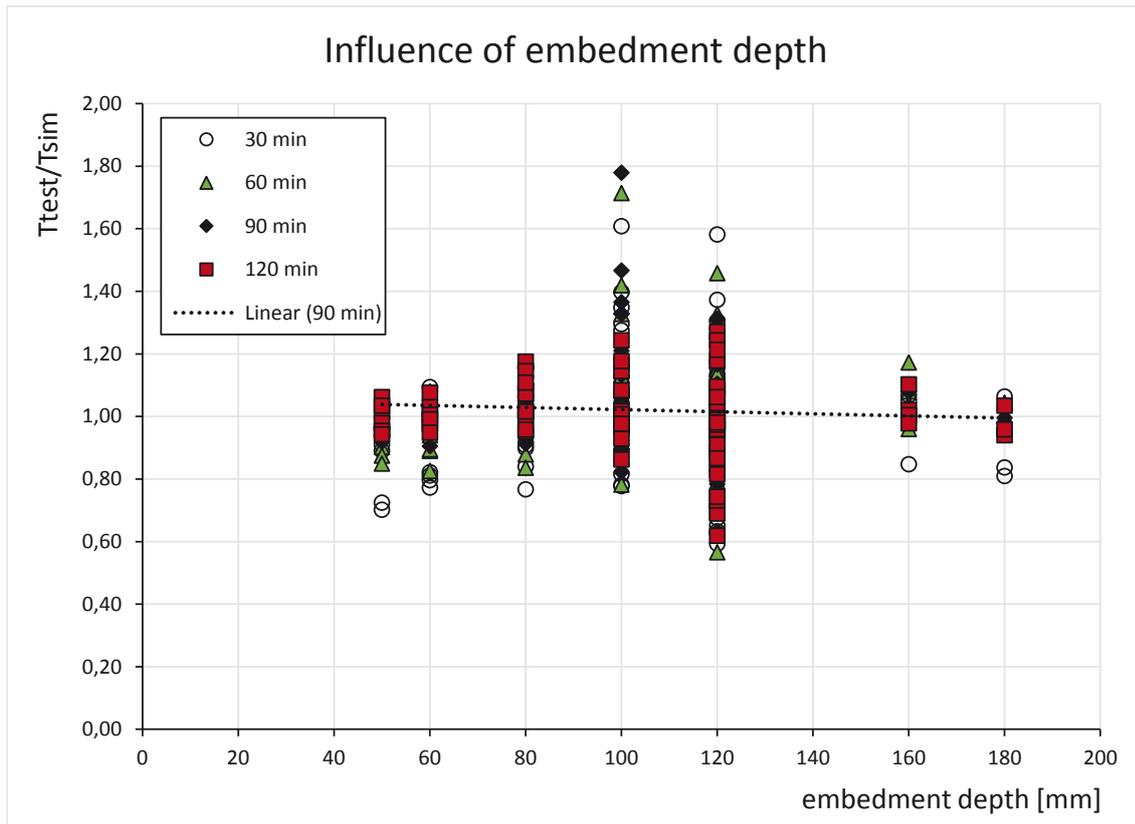
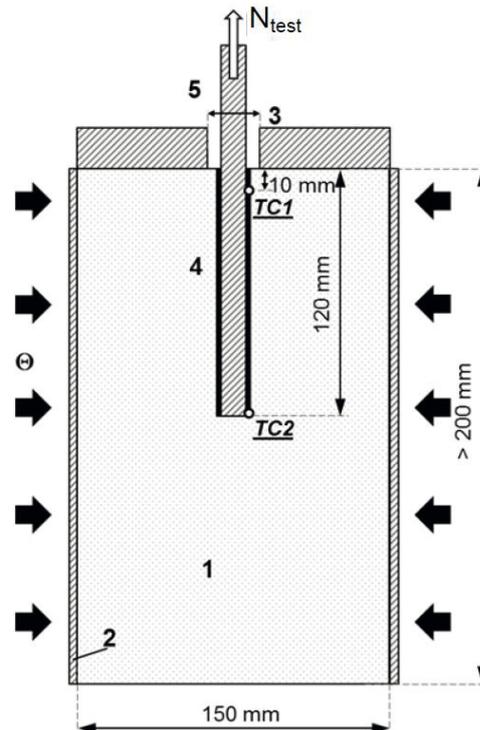


Abbildung 7-33: Verhältnis von Simulations- und Testergebnis über die Verankerungstiefe

## 7.2. Verbundspannungs-Temperaturbeziehung

Für die Bewertung von Mörtleigenschaften bei hohen Temperaturen liegt ein Europäisches Bewertungsdokument (EAD) für nachträglich eingemörtelte Bewehrungsstäbe vor. Die Versuche wurden während der Forschung zur Untersuchung der Einflussparameter der Verbundspannungs-Temperatur Beziehung genutzt. Abbildung 7-34 zeigt den Versuchsaufbau.

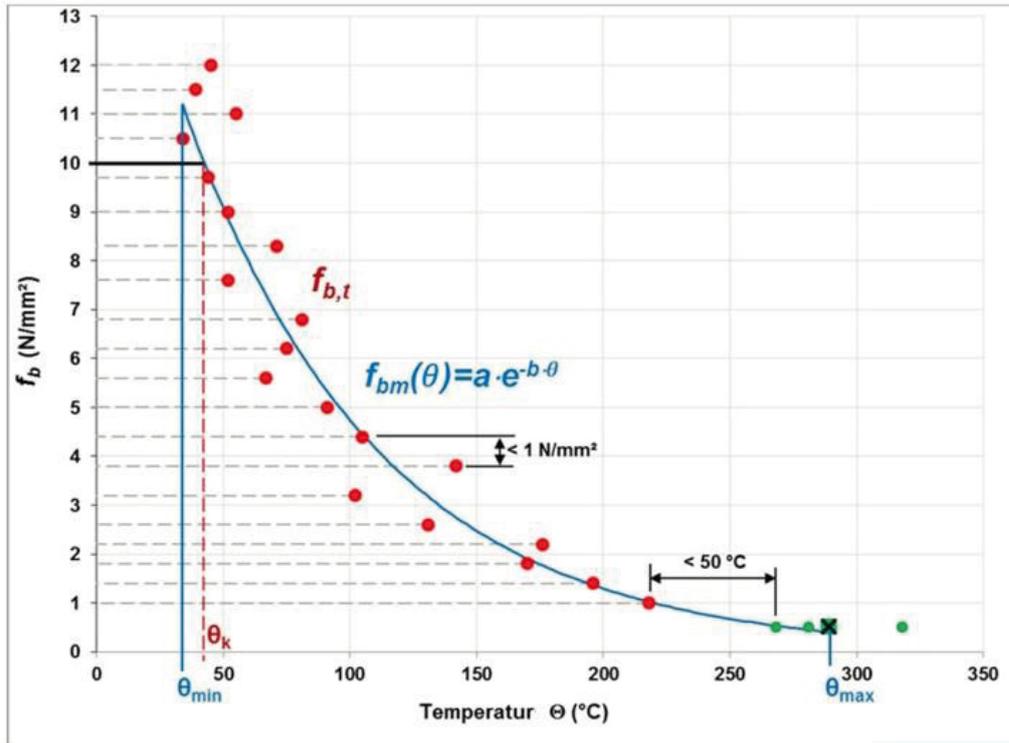


Bezeichnung:

- |            |                            |
|------------|----------------------------|
| 1          | Beton                      |
| 2          | Stahlzylinder              |
| 3          | Haft $1,5 d_0$ bis $2 d_0$ |
| 4          | Verbund                    |
| 5          | Bewehrungsstab             |
| $\theta$   | Thermische Last            |
| $N_{test}$ | Mechanische Last           |
| TC1        | Thermoelement 1            |
| TC2        | Thermoelement 2            |

Abbildung 7-34: Versuchsaufbau des Heizmanschettenversuchs nach TR020 [1]

Gemäß EAD werden Bewehrungsstäbe mit einem Durchmesser von 12 mm in einen zylindrischen Betonkörper eingebaut. Neben einer mechanischen Dauerlast mit der der Dübel belastet wird, wird eine thermische Last auf den lateralen Seiten des Zylinders aufgebracht. Die Umsetzung der thermischen Last, entweder mit einem elektrischen oder einem Gasofen ist nicht definiert. Eine minimale Aufheizgeschwindigkeit von  $5^\circ\text{C}/\text{min}$  ist angegeben. In [7] wurde der Einfluss der Aufheizgeschwindigkeit untersucht und es wurde kein maßgeblicher Einfluss festgestellt. Auf dieser Grundlage wurde ein elektrischer Ofen mit einer Aufheizungsrate von  $10^\circ\text{C}/\text{min}$  in den Versuchen verwendet, wie im Folgenden beschrieben wird. Nach der Richtlinie müssen mindestens zwanzig Laststufen getestet werden. In Abbildung 7-35 ist ein Beispiel für die Ergebnisse von Feuerwiderstandsprüfungen gegeben.



$f_{b,test}$
[N/mm <sup>2</sup> ]
0,5
1,0
1,4
1,8
2,2
2,6
3,2
3,8
4,4
5,0
5,6
6,2
6,8
7,6
8,3
9,0
9,7
10,5
11,0
11,5
12,0

Abbildung 7-35: Beispiel für die Ergebnisse nach einer Feuerwiderstandsprüfung nach EAD

Die in die Grafik eingetragenen Temperaturen sind definiert nach einem gewichteten Mittelwert von TE1 und TE2 (1/3 höherer Wert und 2/3 tieferer Wert). Für die Bestätigung dieser Berechnung wurde ein Test mit zwölf Thermoelementen entlang der Einbindetiefe durchgeführt.

Abbildung 7-36 zeigt den Vergleich der Temperaturen die während des Tests (gepunktete Linie) gemessen wurden und der Temperaturen aus der numerischen Simulation (durchgezogene Linie) zu verschiedenen Zeitpunkten. Es wird deutlich dass die Realität und die Berechnung gut übereinstimmen.

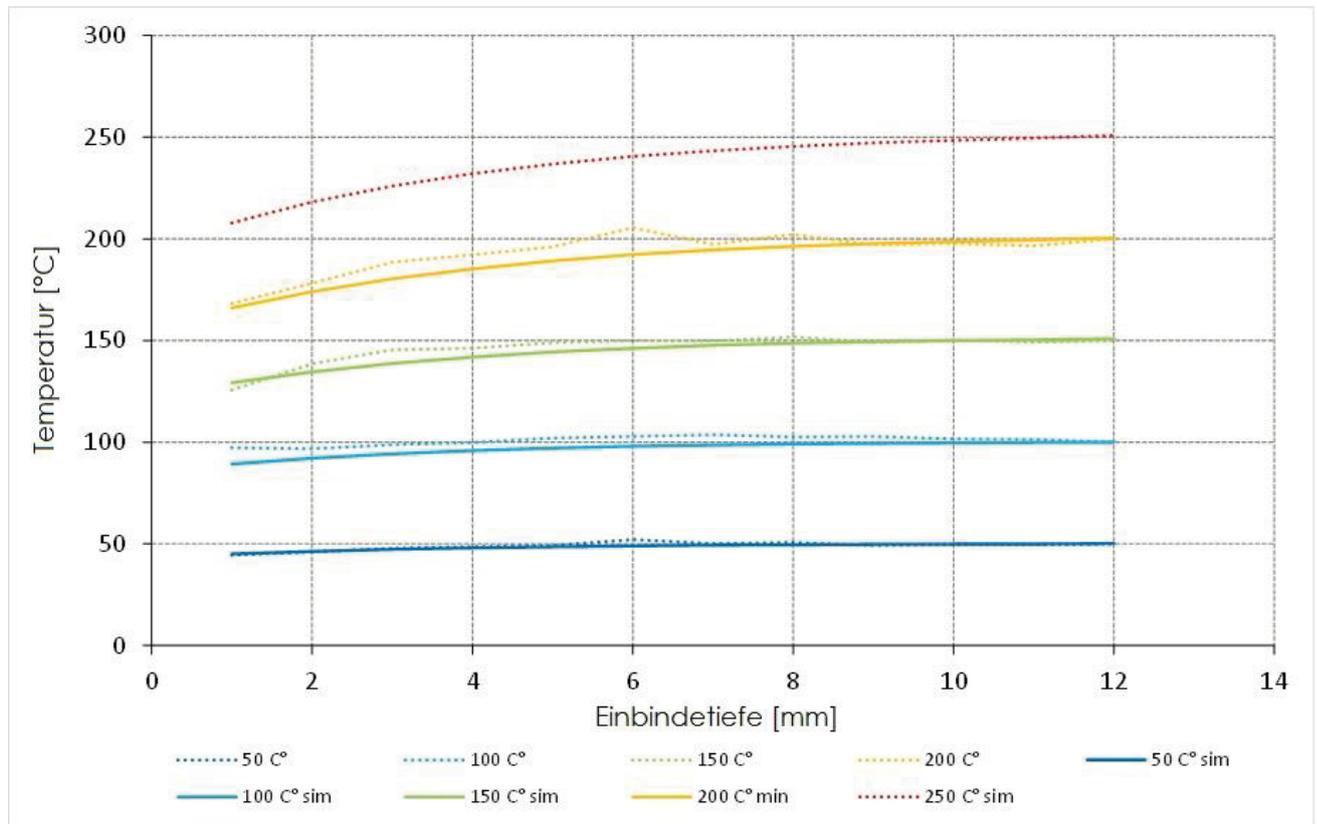


Abbildung 7-36: Vergleich der simulierten und reellen Temperaturen entlang des Dübels

Der Durchschnitt der Temperaturen über die Einbindetiefe entspricht für den untersuchten Bereich dem gewichteten Mittel aus der Temperatur an der Messstelle TE1 und TE2.

Um die Ergebnisse dieses Versuchs zur Umrechnung auf Brandversuche heranzuziehen sollten die Versuchsergebnisse möglichst unabhängig von Dübelndurchmesser und Dübelgeometrie sein.

Zuerst wurde der Einfluss von verschiedenen Oberflächenstrukturen getestet. Als Referenzprüfung wurde ein Bewehrungsstab mit zwei Reihen diagonalen Rippen mit zusätzlich längslaufenden Rippen (bezogene Rippenfläche = 0,076) genutzt. 20 Laststufen wurden getestet mit drei zusätzlichen Versuchen bei einer Laststufe von 0,5 N/mm<sup>2</sup>. Diese wurden mit einem Bewehrungsstab mit anderer Rippengeometrie (vier Rippenreihen / bezogene Rippenfläche = 0,082) und einer Gewindestange verglichen. Mit dem zweiten Bewehrungsstab wurden sechs Laststufen und ein Test bei 0,5 N/mm<sup>2</sup>, mit der Gewindestange zehn Laststufen sowie drei Versuche bei 0,5 N/mm<sup>2</sup> durchgeführt. Außerdem wurde eine Vergleichsserie mit einem GEWI-Stab sowie mit Bewehrungsstäben anderer Durchmesser durchgeführt. Alle Versuche wurden mit dem gleichen Mörtel, der gleichen Einbindetiefe und dem gleichen Reinigungsverfahren durchgeführt. Die Diagramme Abbildung 7-37 bis Abbildung 7-40 zeigen die Versuchsergebnisse sowie die dazugehörigen Näherungskurven.

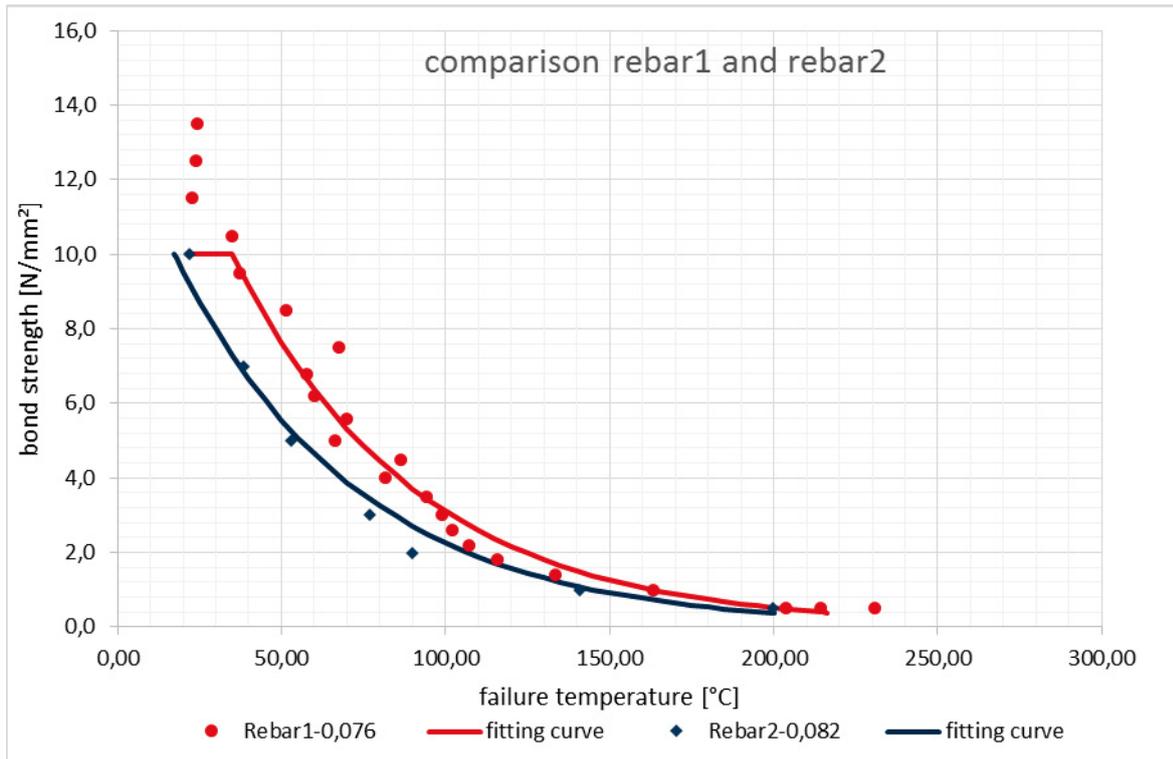


Abbildung 7-37: Vergleich zweier Bewehrungsstäbe Mörtel (A)

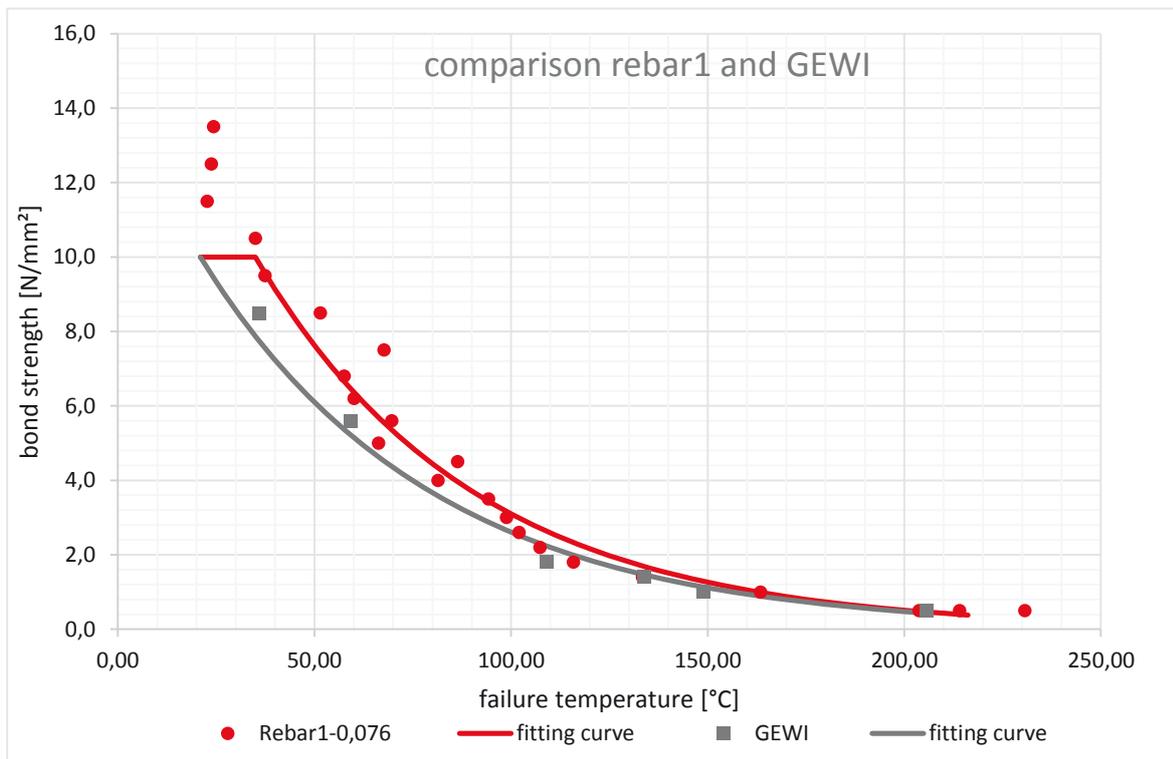


Abbildung 7-38: Vergleich zwischen Bewehrungsstab und GEWI (Mörtel A)

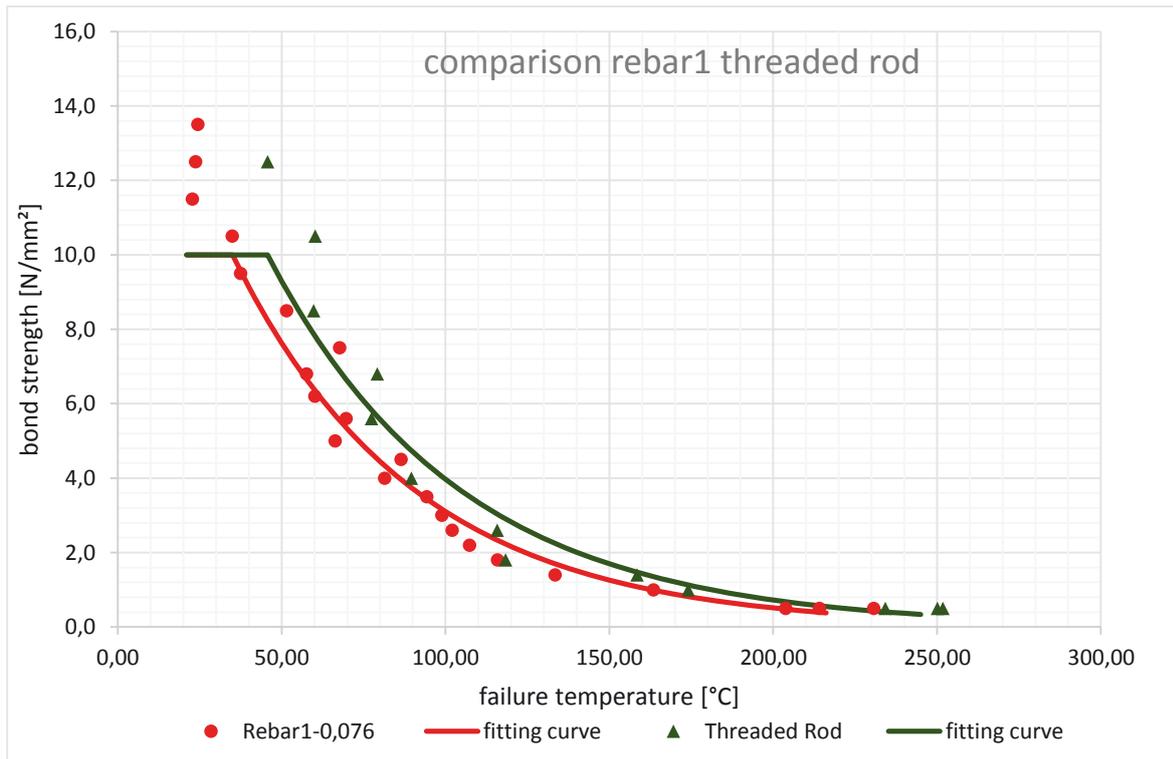


Abbildung 7-39: Vergleich zwischen Bewehrungsstab und Gewindestange (Mörtel A)

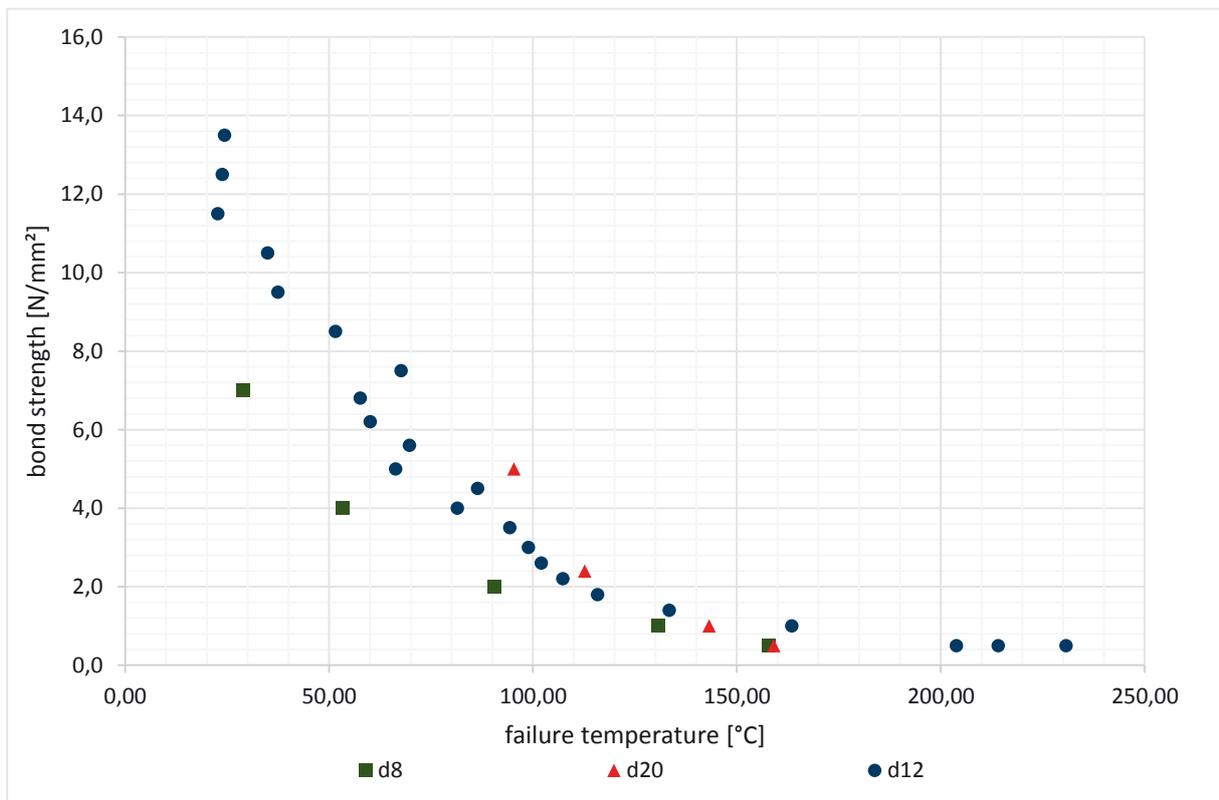


Abbildung 7-40: Vergleich des Ankerdurchmessers (Mörtel A)

Betrachtet man die Ergebnisse in Abbildung 7-37 wird deutlich, dass Bewehrungsstäbe mit unterschiedlicher Geometrie zu anderen Ergebnissen führen können. Es fällt auf, dass vor allem für den Bereich niedriger Temperaturen nahe Raumtemperatur der Unterschied umso größer ist.

Neben unterschiedlichen Bewehrungsstäben wurden GEWI-Stäbe verwendet, die Ergebnisse mit diesem Stab führen zu keinen signifikanten Unterschieden, vgl. Abbildung 7-38.

Vergleicht man die Ergebnisse von rebar1 mit den Ergebnissen bei Verwendung eines Gewindestabs wird deutlich, dass die Versuche mit Gewindestangen bei fast jeder Laststufe eine höhere Temperatur erreicht haben. Dies umfasst hohe Laststufen wie auch niedrige Laststufen mit einer 50°C höheren Versagenstemperatur für Gewindestäbe.

In Abbildung 7-40 ist der Vergleich zwischen Bewehrungsstäben unterschiedlichen Durchmessers dargestellt. Aus diesen Ergebnissen geht hervor, dass vor allem für größerer Durchmesser deutlich geringere Ergebnisse Versagenstemperaturen erreicht wurden.

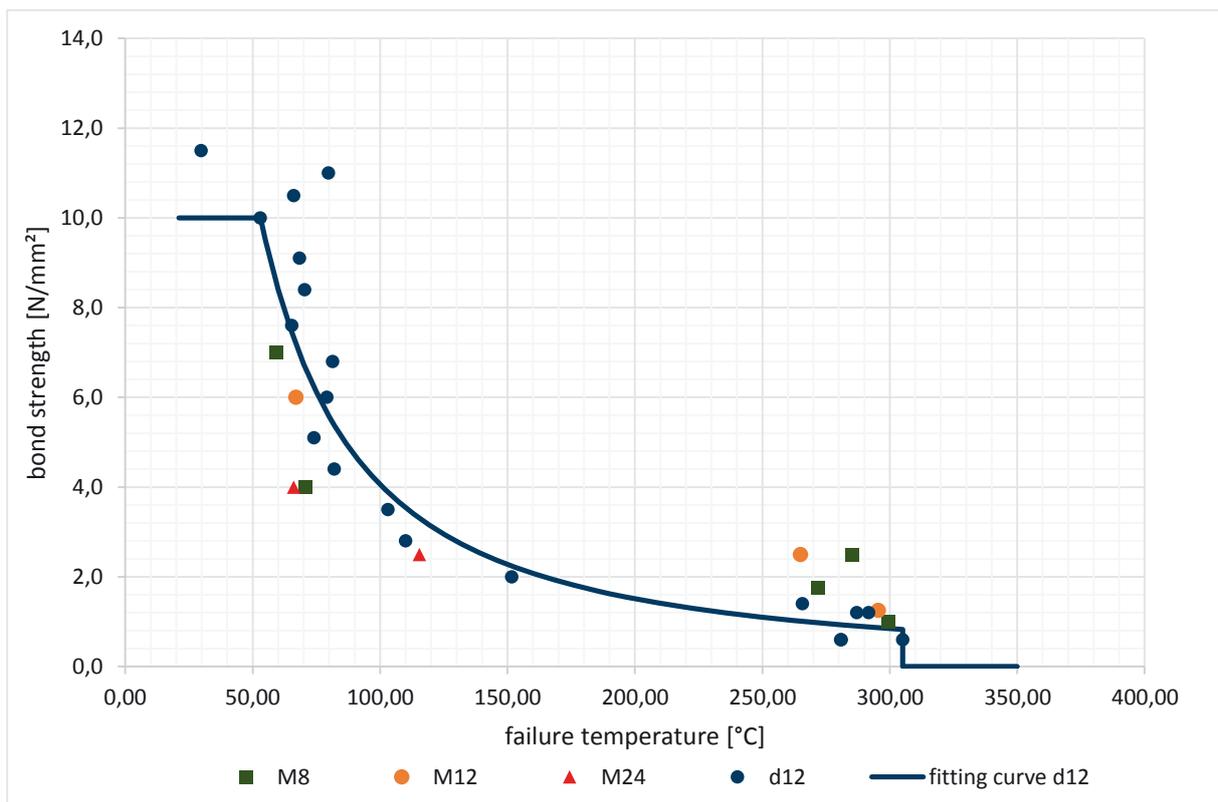


Abbildung 7-41: Vergleich des Einflusses von Ankerdurchmesser und Ankerstangentyp (Mörtel B, Epoxidharzbasis)

Abbildung 7-41 zeigt die Ergebnisse der gleichen Prüfung für ein anderes Mörtelsystem. Neben dem Bewehrungsstab mit dem Durchmesser 12 mm wie es die Leitlinie vorschreibt wurden auch hier Gewindestäbe verschiedener Durchmesser verwendet. Im Ergebnisdiagramm können aber keine signifikanten Unterschiede zwischen den verschiedenen Ankertypen festgestellt werden.

An einem weiteren Injektionssystem wurde der Einfluss der Feuchte des Versuchskörpers untersucht. Um einen Einfluss der Betonfeuchte auf das Versuchsergebnis zu vermeiden, wurden Versuchskörper aus Stahl verwendet. In Abbildung 7-42 sind die Versuchskörper dargestellt. Abbildung 7-43 zeigt die Ergebnisse gegenübergestellt mit den Versuchsergebnissen, welche in einem nach den Anforderungen aus EAD 330087-00-0601 [3] getrockneten stahlummantelten Betonzylinder durchgeführt wurden. In beiden Fällen wurde handelsüblicher Bewehrungsstahl ( $d = 12$  mm) mit einer Setztiefe von 120 mm verwendet.

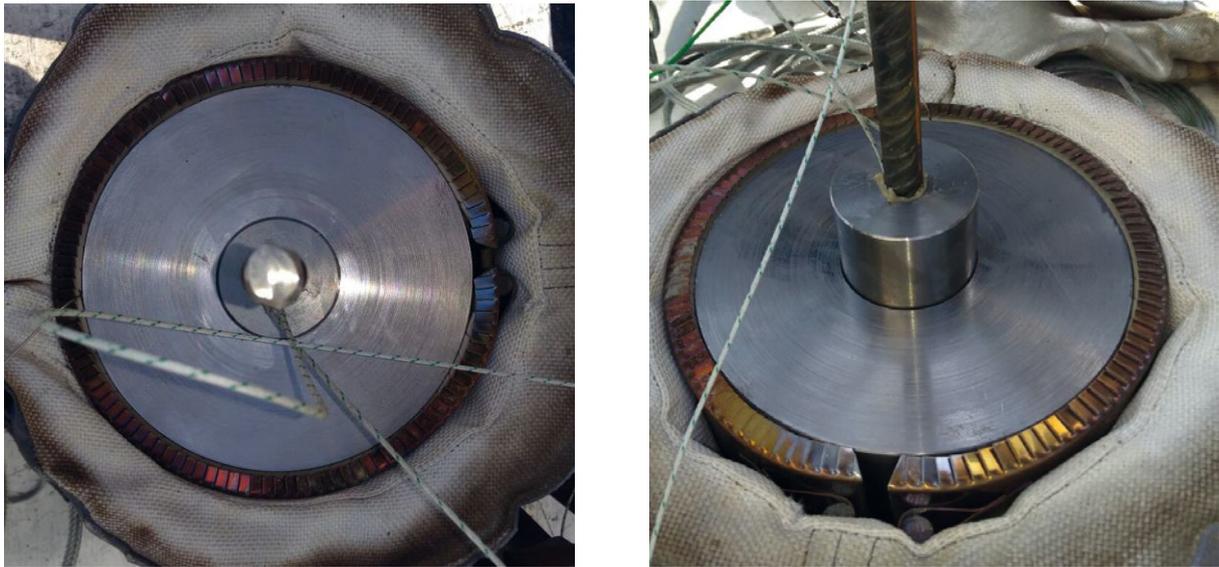


Abbildung 7-42: Versuche in Versuchskörpern aus Stahl

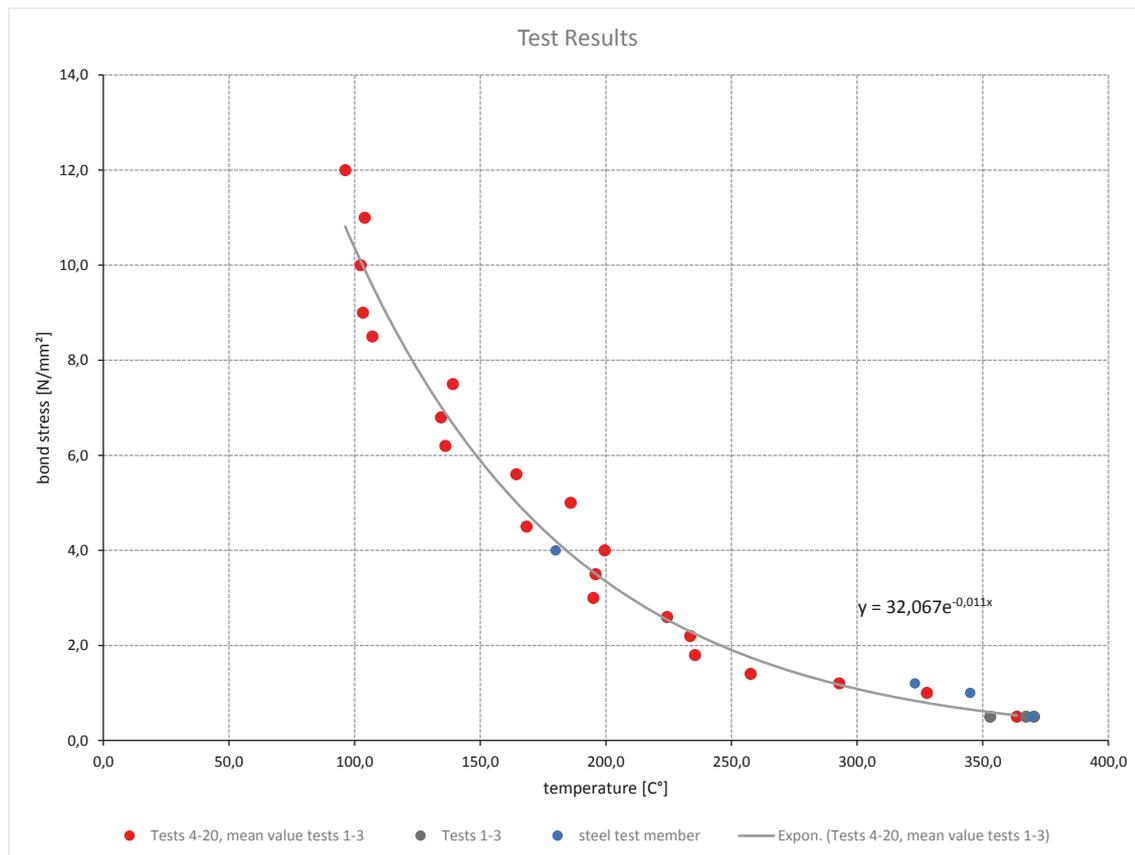


Abbildung 7-43: Vergleich des Einflusses der Versuchskörper Feuchte (Mörtel C)

In den im Rahmen dieses Forschungsprojekts durchgeführten Versuchen konnten beim Vergleich von Versuchskörpern aus Beton und Stahl keine Unterschiede in den Versuchsergebnissen festgestellt werden. Dies lässt vermuten, dass die Betonfeuchte für ausreichend getrocknete Versuchskörper (mindestens drei Monate bei Raumtemperatur gelagert oder bei 80 °C bis zur Massekonstanz getrocknet) keinen Einfluss auf das Versuchsergebnis hat. Allerdings ist anzumerken, dass dies im Rahmen dieses Forschungsprojekts nur Stichprobenartig und nicht

abschließend untersucht wurde. Um eine abschließende Aussage über den Einfluss der Betonfeuchte auf den in EAD 330087-00-0601 [3] beschriebenen Versuchsaufbau zu treffen, ist die Durchführung von Versuchen in feuchtem Beton sinnvoll.

### 7.3. Vergleichsrechnungen zu Brandversuchen

Im Folgenden wird die oben beschriebene Berechnung auf zwei Mörtelsysteme angewendet. Injektionssystem Mörtel B ist ein auf Epoxidharz basierender Mörtel, Mörtel C ist ein zementgebundenes Injektionssystem. Mit beiden Mörtelsystemen wurden parallel Versuche durchgeführt, mit denen die Berechnungsergebnisse verglichen werden.

Für die Temperaturen entlang des Dübels wurde die in Kapitel 7.1 mithilfe von FE-Simulationen ermittelte Datenbasis zugrunde gelegt. Für die Simulation wurden Gewindestangen aus Kohlenstoffstahl inklusive Anbauteil nach TR020 berücksichtigt.

#### 7.3.1. Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Mörtel B

Die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung die dem Berechnungsverfahren zu Grunde liegt basiert auf den in Tabelle 7-2 und Abbildung 7-44 dargestellten Versuchsergebnissen. Die Versuche wurden nach EAD 330087-00-0601 [3] durchgeführt.

Tabelle 7-2: Ergebnisse der Heizmanschettenversuche mit rebar aus, Intern [1]

anchorage depth	diameter	TC1	TC2	TC Oven	Bond temp.	Time	Load	Bond stress
[mm]	[mm]	[°C]	[°C]	[°C]	[°C]	[min]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]
120	12	53	53	330	53	24	45,2	10
		19	51	391	30	24	52,0	11,5
		94	51	313	65	24	49,8	11
		73	59	324	64	21	41,2	9,1
		72	67	278	69	25	38,0	8,4
		62	74	304	66	20	47,5	10,5
		65	66	319	65	28	34,4	7,6
		89	66	342	74	2	30,8	6,8
		86	65	340	72	30	27,1	6
		74	74	346	74	28	23,1	5,1
		89	68	334	75	29	19,9	4,4
		285	345	587	305	120	2,7	0,6
		276	323	569	292	119	5,4	1,2
		102	105	381	103	37	15,8	3,5
		149	157	485	152	76	9,0	2
		111	108	474	109	56	12,7	2,8
		253	336	568	281	132	2,7	0,6
		256	331	573	281	125	2,7	0,6
276	309	561	287	119	5,4	1,2		
238	321	579	266	110	6,3	1,4		
200	20	280	330	559	297	130	17,6	1,4
		264	314	548	281	124	25,1	2
160	16	317	312	576	314	122	7,2	0,9
		281	275	544	277	120	12,9	1,6
80	8	42	52	288	45	26	7,8	3,9
		113	120	432	115	48	6,0	3
100	10	138	124	443	129	62	7,5	2,4
		267	261	559	263	99	5,7	1,8

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse mit Bewehrungsstäben wurde die in Abbildung 7-44 und Tabelle 7-3 beschriebene Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung für die Berechnung zu Grunde gelegt. Dabei wurde eine maximale Verbundspannung von 10 N/mm<sup>2</sup> angenommen. Die Verbundspannung nimmt anschließend mit steigender Temperatur ab, bis sie bei 300 °C mit 0 angenommen wird. Um die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung möglichst genau zu berücksichtigen, wurde diese mit Hilfe einer abschnittswisen, linearen Funktion angenähert. Dieses Verfahren kann grundsätzlich als Alternative zur Darstellung der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung mit Hilfe von Regressionsfunktionen angewendet werden. Besonders bei sprunghaften Verläufen oder horizontal verlaufenden Bereichen bietet sich das Verfahren der abschnittsweise linearen Funktion an.

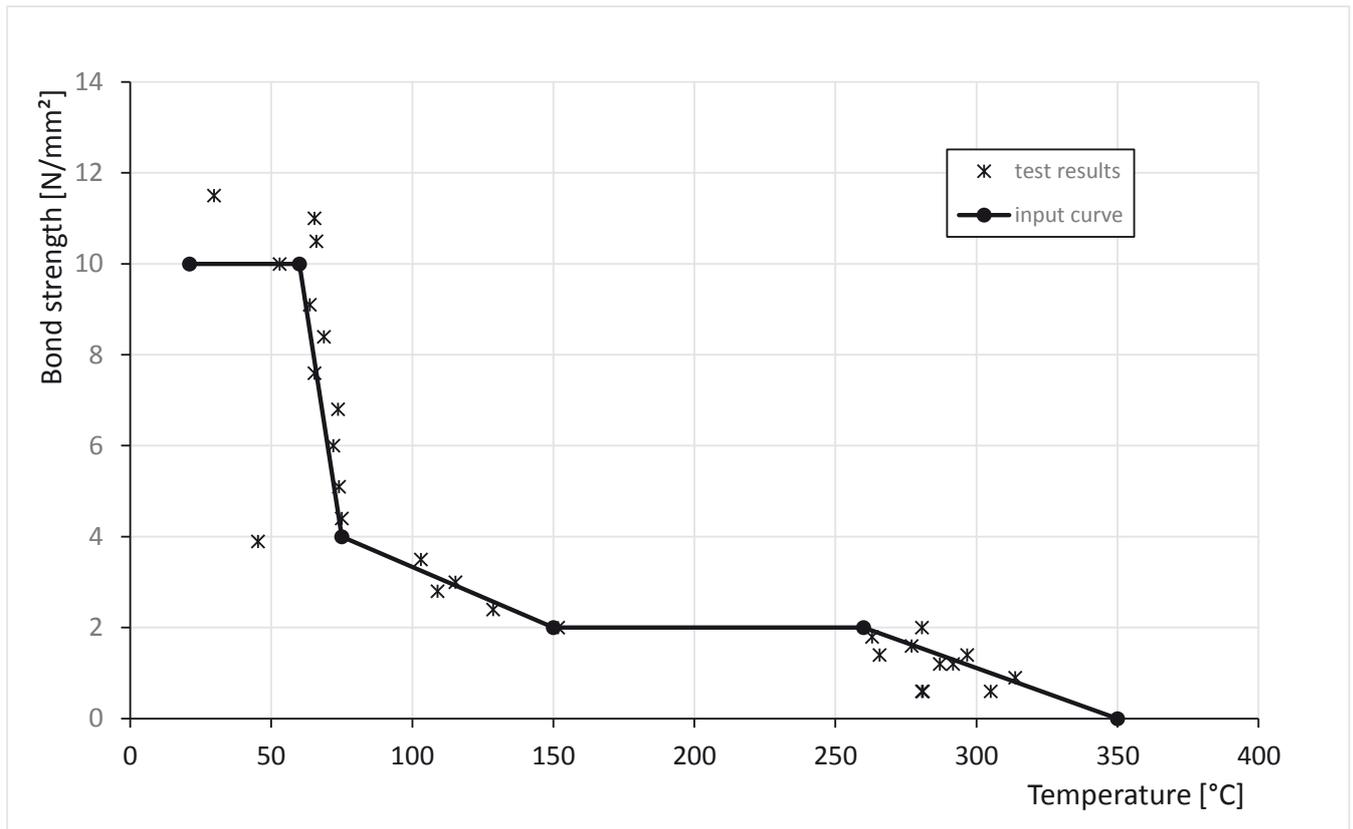


Abbildung 7-44: Graphische Darstellung der Ergebnisse der Heizmanschettenversuche und Wahl einer Eingabekurve

Tabelle 7-3: Eingabekurve für Berechnungsverfahren

Temperature [°C]	21	60	75	150	260	350
Bond strength [N/mm²]	10	10	4	2	2	0

In den folgenden Abbildung 7-45 - Abbildung 7-51 sind die Ergebnisse der oben beschriebenen Berechnung mit den Versuchsergebnissen (Intern [2]) verglichen.

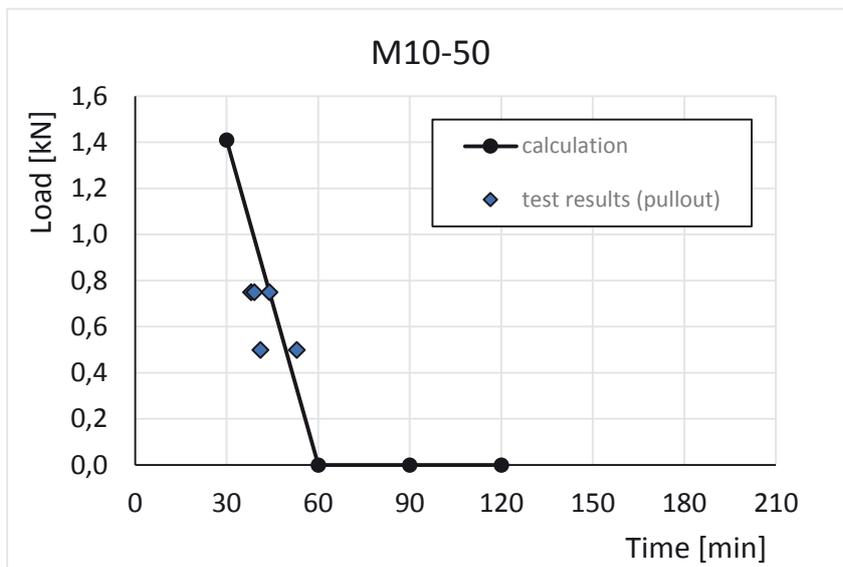


Abbildung 7-45: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M10-50

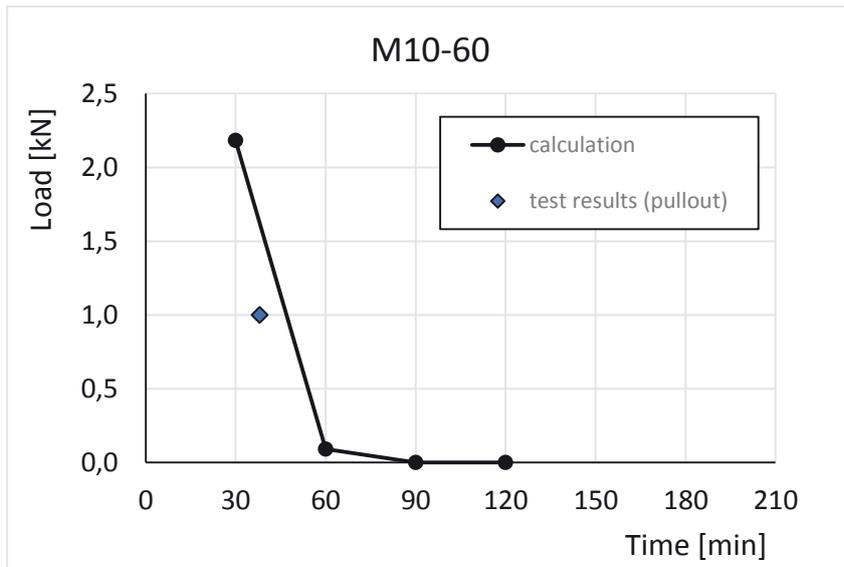


Abbildung 7-46: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M10-60

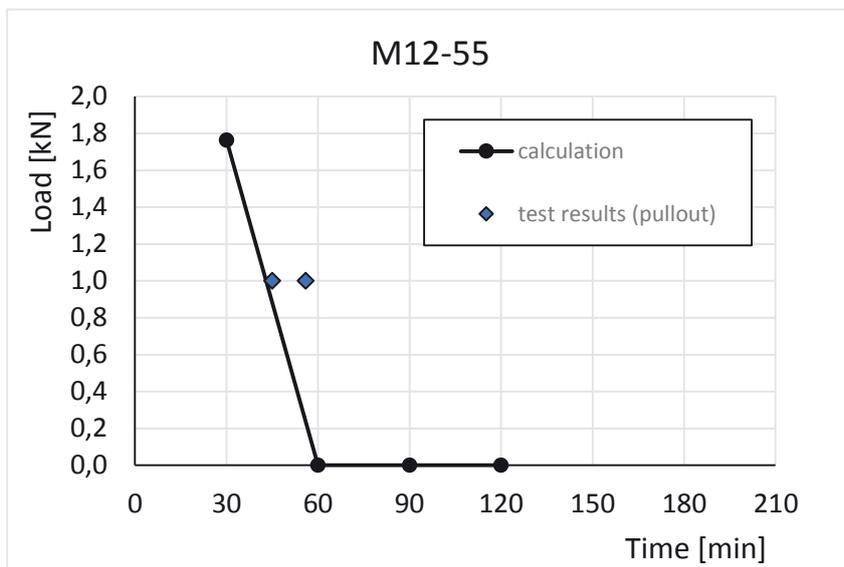


Abbildung 7-47: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M12-55

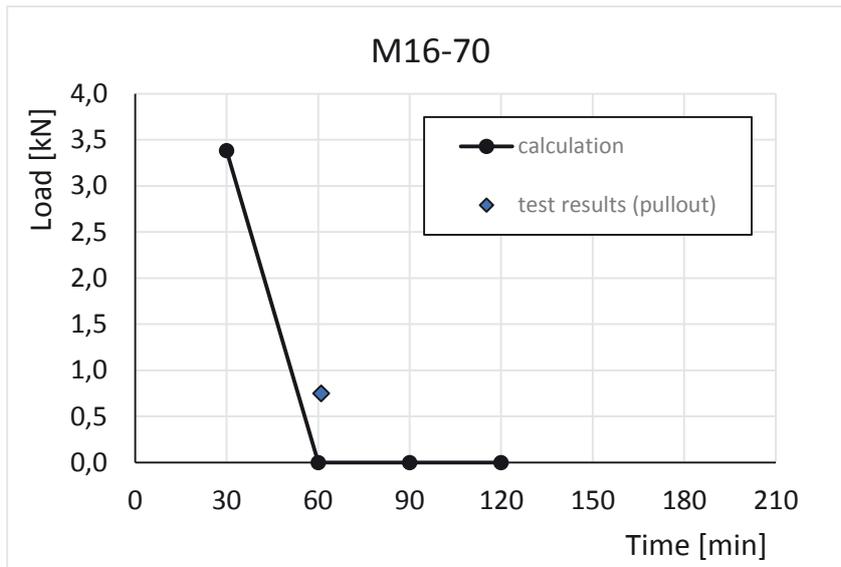


Abbildung 7-48: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M16-70

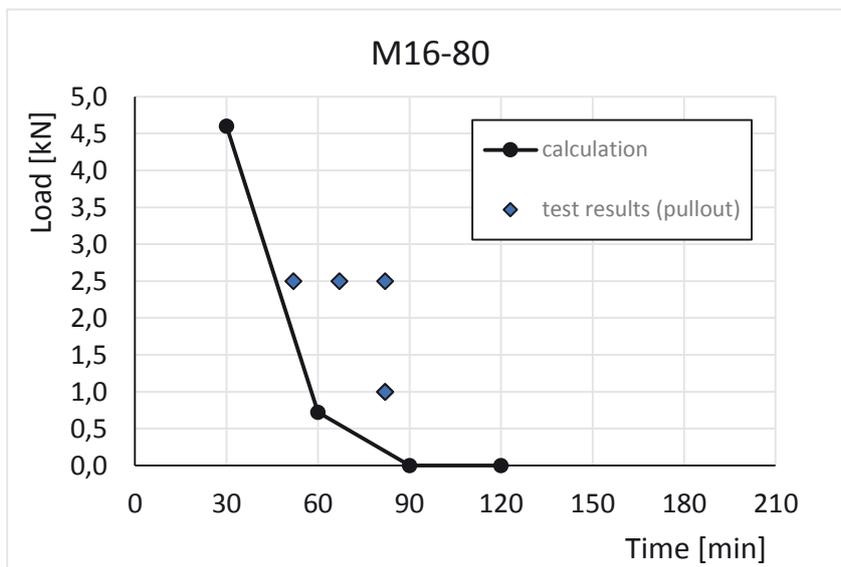


Abbildung 7-49: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M16-80

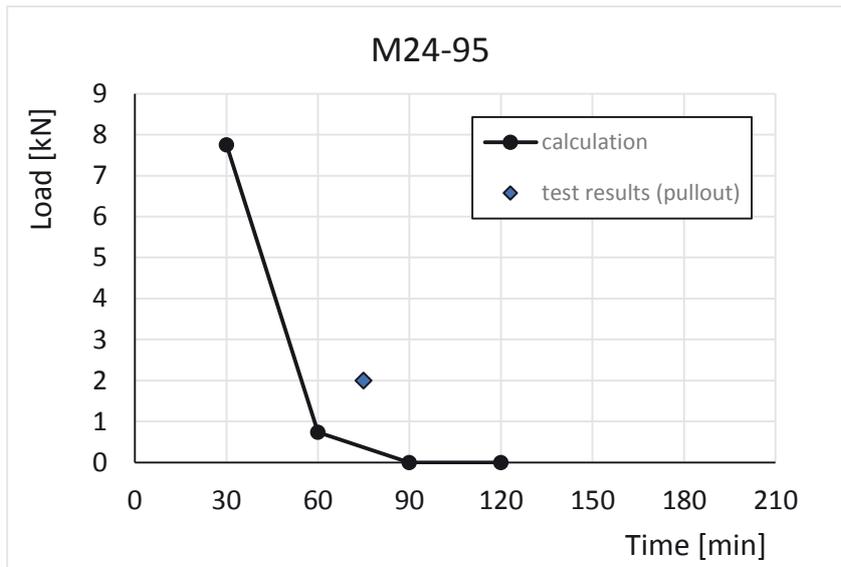


Abbildung 7-50: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M24-95

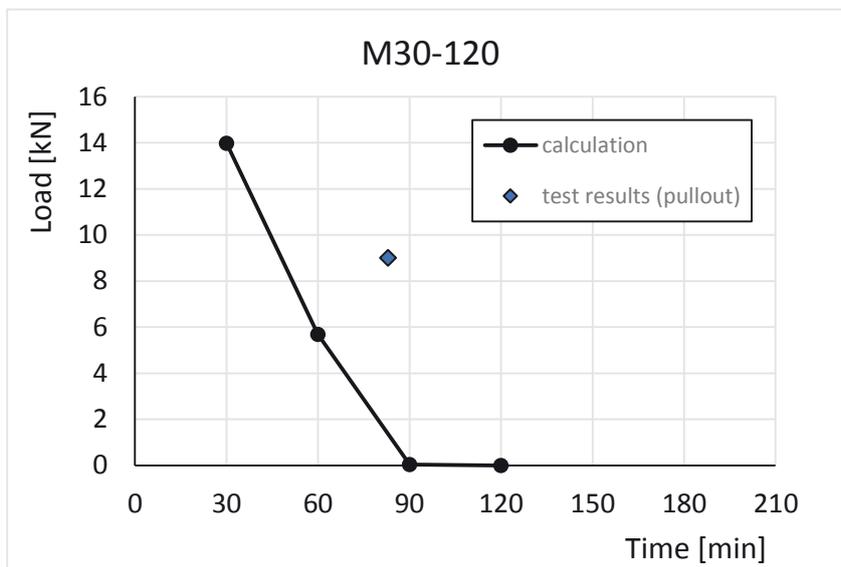


Abbildung 7-51: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M30-120

Aus dem Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen geht hervor, dass die Berechnungsergebnisse vergleichbare Ergebnisse wie die Versuche liefern. Es wird aber auch deutlich, dass die Realbrandversuche stark streuen und somit in Teilen deutlich bessere, teilweise aber schlechtere Ergebnisse liefern.

### 7.3.2. Anwendung des Berechnungsverfahrens auf Mörtel C

Die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung die dem Berechnungsverfahren zu Grunde liegt basiert auf den in Tabelle 7-4 und Abbildung 7-52 dargestellten Versuchsergebnissen. Die Versuche wurden nach EAD 330087-00-0601 [3] durchgeführt.

Tabelle 7-4: Versuchsergebnisse aus Heizmanschettenversuchen mit rebar aus, Intern [3]

anchorage depth	diameter	TC1	TC2	Bond temp.	Load	Bond stress
[mm]	[mm]	[°C]	[°C]	[°C]	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]
120	12	340	432	370	2,1	0,5
		328	403	353	2,1	0,5
		342	417	367	2,1	0,5
		304	375	328	4,4	1,0
		278	322	293	5,1	1,2
		237	298	258	6,0	1,4
		218	271	235	7,6	1,8
		222	257	234	9,7	2,2
		209	255	224	11,5	2,6
		181	223	195	13,1	3,0
		184	220	196	15,2	3,5
		191	217	200	17,4	4,0
		159	188	168	19,4	4,5
		165	227	186	21,1	5,0
		150	193	164	23,6	5,6
		120	169	136	26,8	6,2
		138	133	134	28,7	6,8
		143	137	139	31,7	7,5
		100	121	107	36,4	8,5
		98	115	103	37,9	9,0
100	107	102	43,9	10,0		
95	122	104	46,4	11,0		
92	105	96	51,0	12,0		

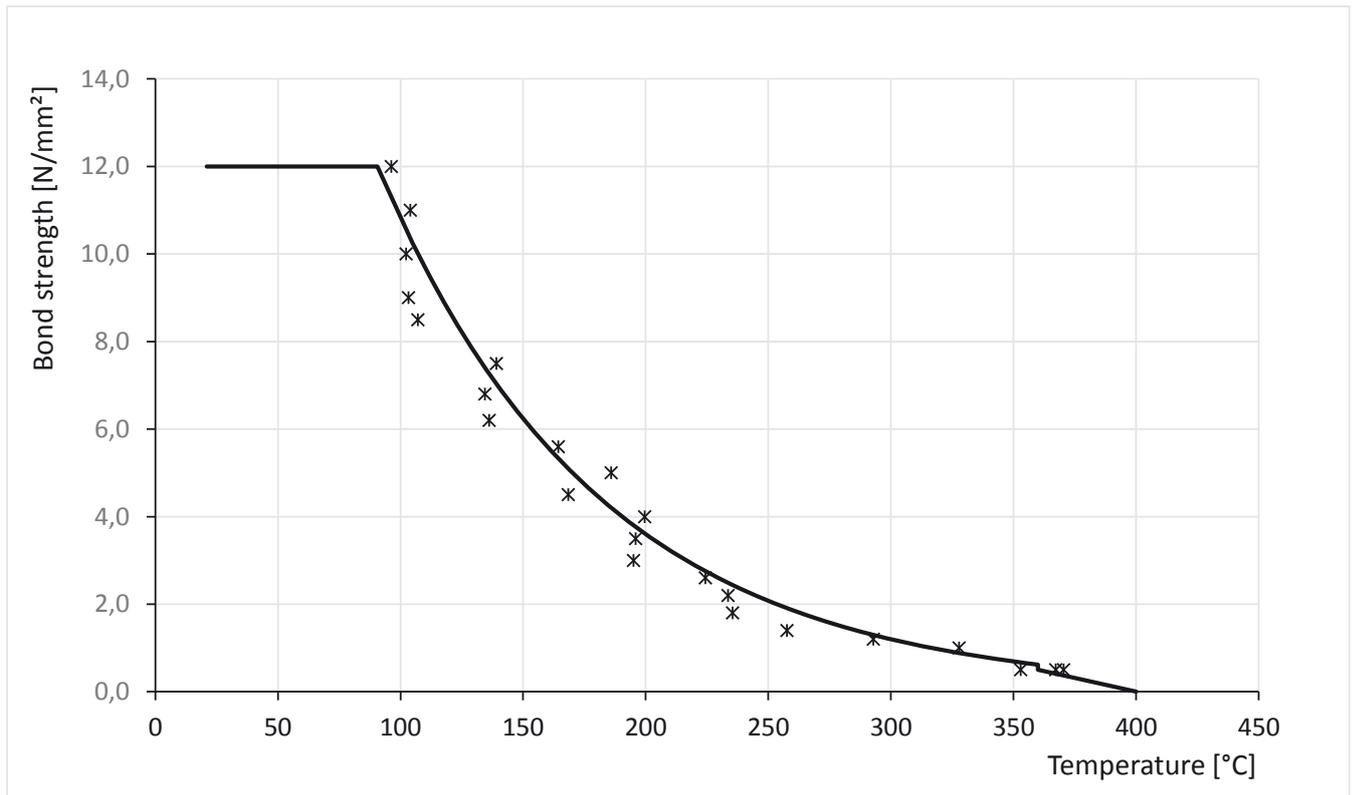


Abbildung 7-52: Ergebnisse der Heizmanschettenversuche und Eingabekurve für Berechnungsverfahren

Tabelle 7-5: Eingabekurve für Berechnungsverfahren

Temperature $T$ [°C]	21	100	$\tau(T) = 32,5e^{-0,01T}$	360	400
Bond strength $\tau$ [N/mm <sup>2</sup> ]	12	12		0,5	0

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse mit Bewehrungsstäben wurde die in Abbildung 7-52 und Tabelle 7-5 beschriebene Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung für die Berechnung zu Grunde gelegt. Dabei wurde eine maximale Verbundspannung von 12 N/mm<sup>2</sup> angenommen. Die Verbundspannung nimmt anschließend mit steigender Temperatur mit der angegebenen Funktion ab, bis sie bei 400 °C zu 0 angenommen wird.

Tabelle 7-6 zeigt die Ergebnisse aus Brandversuchen (Quelle: Intern [4]).

Tabelle 7-6: Ergebnisse aus Brandversuchen

Anchor diameter	Anchorage depth	Load	Failure time	Failure type
[mm]	[mm]	[kN]	[min]	[-]
10	60	1	66	pullout
		1,5	60	
		0,5	185	no failure
	85	0,5	180	no failure
12	70	2	56	pullout
		1,5	81	
		1	81	
		1,8	72	
		0,5	185	no failure
	0,75	93	pullout	
90	1	158	pullout	
16	80	3	73	pullout
		1,5	82	
		1	101	
	100	1	180	no failure
		2,5	118	pullout
20	90	3,5	75	pullout
	110	2,5	137	
24	96	6,5	52	pullout
		5,5	72	
		2	106	
	120	2,5	142	pullout

In Tabelle 7-7 sind die berechneten Feuerwiderstände für die Versagensart Auszug angegeben. Teilweise ist der Feuerwiderstand gegen Auszugversagen so groß, dass Stahlversagen maßgebend wird. Die in Tabelle 7-8 angegebenen Werte wurden auf Grundlage der in der Stahldatenbank gesammelten Erfahrungswerte in Kapitel 6 ermittelt. Angegeben sind hier die Feuerwiderstände die sich nach Auswertung in Anlehnung an TR020 bezogen auf die Mittelwerte der Datenbasis ergeben.

Tabelle 7-7: Feuerwiderstandswerte nach Berechnungsverfahren

Anchor	Fire resistance [kN]			
	30	60	90	120
M10-60	3,94	0,56	0,00	0,00
M10-85	12,90	3,74	1,34	0,48
M12-70	6,26	1,12	0,10	0,00
M12-90	15,02	4,39	1,59	0,57
M16-80	8,69	1,62	0,15	0,00
M16-100	19,68	5,82	2,16	0,77
M20-90	12,05	2,39	0,31	0,00
M20-110	25,64	7,65	2,92	1,07
M24-95	13,49	2,44	0,15	0,00
M24-120	32,90	9,93	3,88	1,48

Tabelle 7-8: Feuerwiderstandswerte für C-Stahl (aus Kapitel 6)

Anchor	Fire resistance [kN]			
	30	60	90	120
M8	1,98	1,11	0,82	0,68
M10	4,15	2,16	1,49	1,16
M12	7,27	3,46	2,19	1,56
M16	9,78	6,45	5,35	4,79

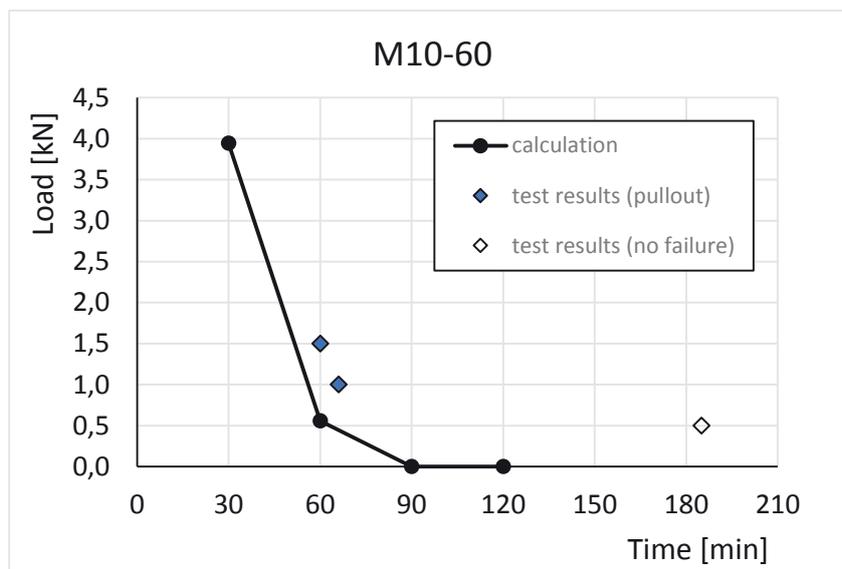


Abbildung 7-53: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M10-60

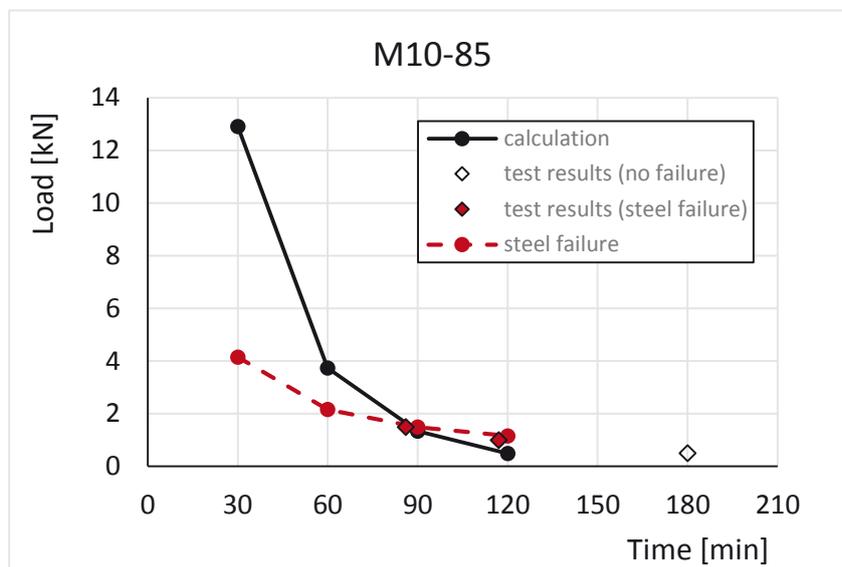


Abbildung 7-54: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M10-85

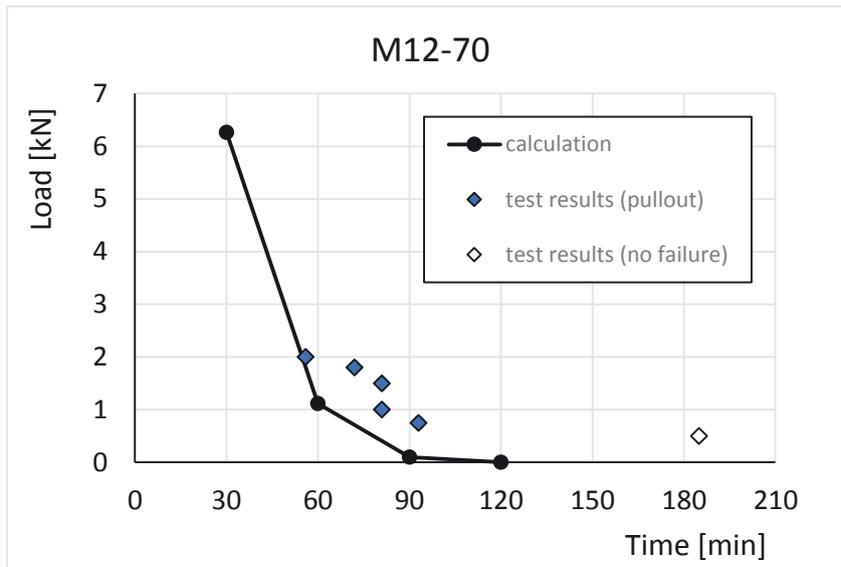


Abbildung 7-55: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M12-70

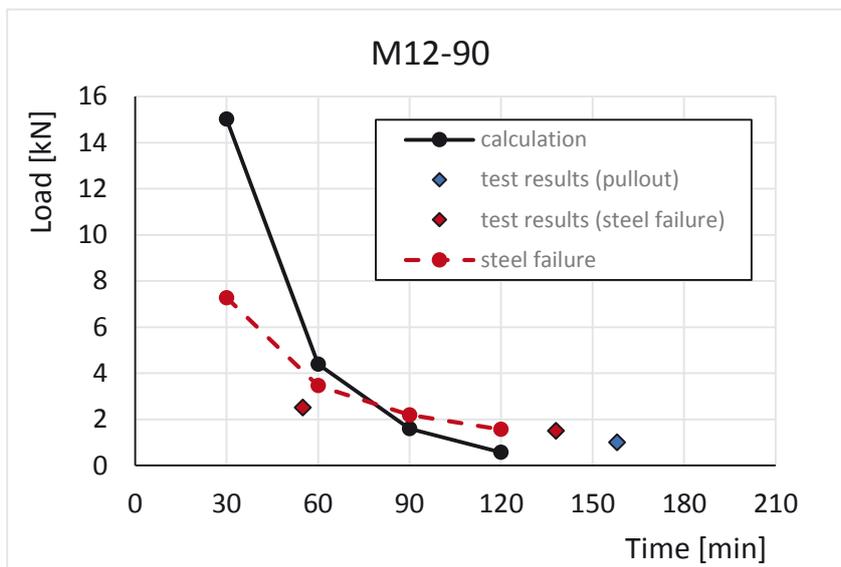


Abbildung 7-56: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M12-90

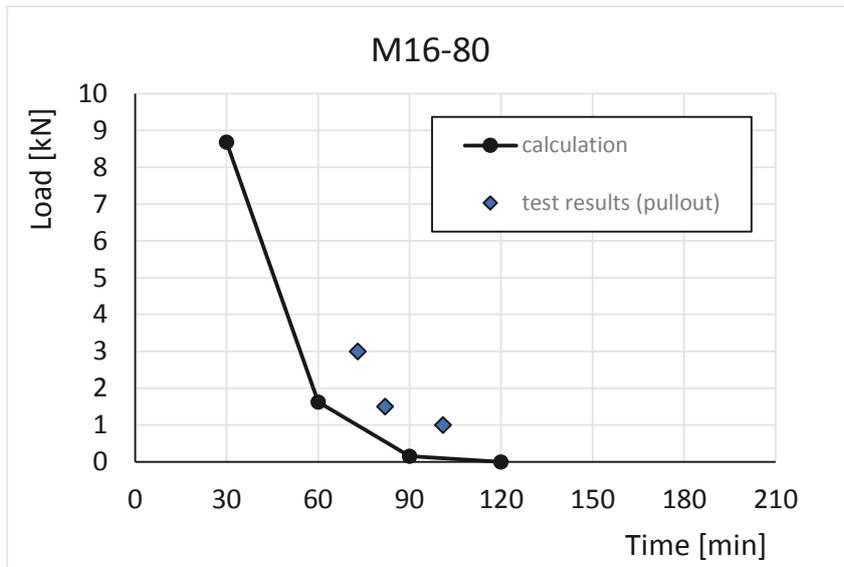


Abbildung 7-57: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M16-80

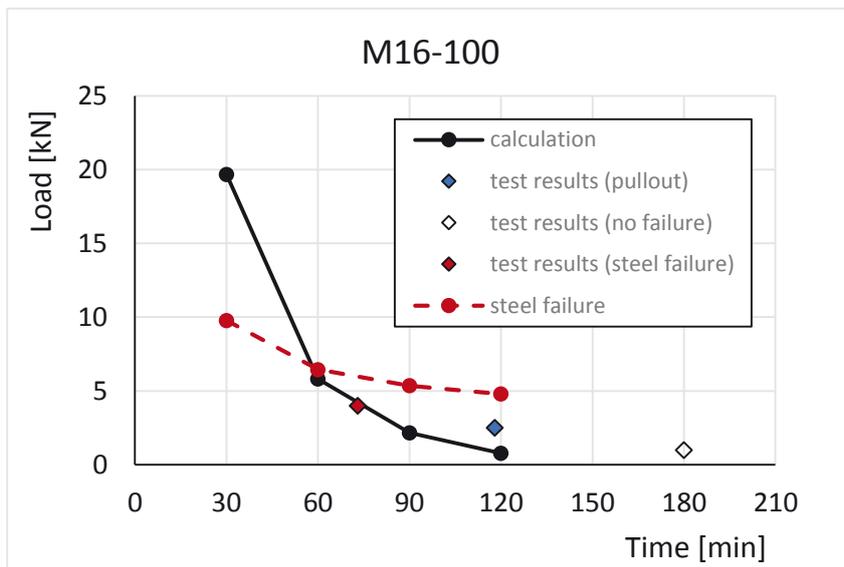


Abbildung 7-58: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M16-100

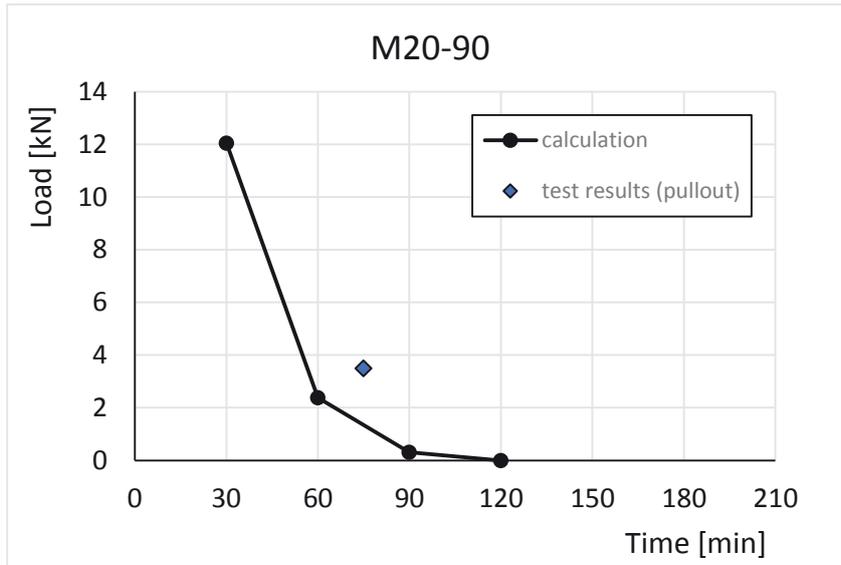


Abbildung 7-59: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M20-90

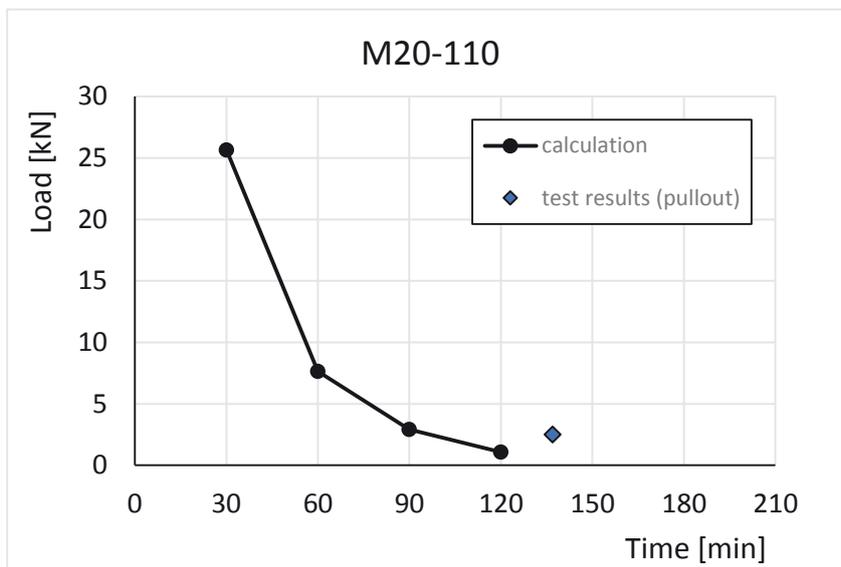


Abbildung 7-60: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M20-110

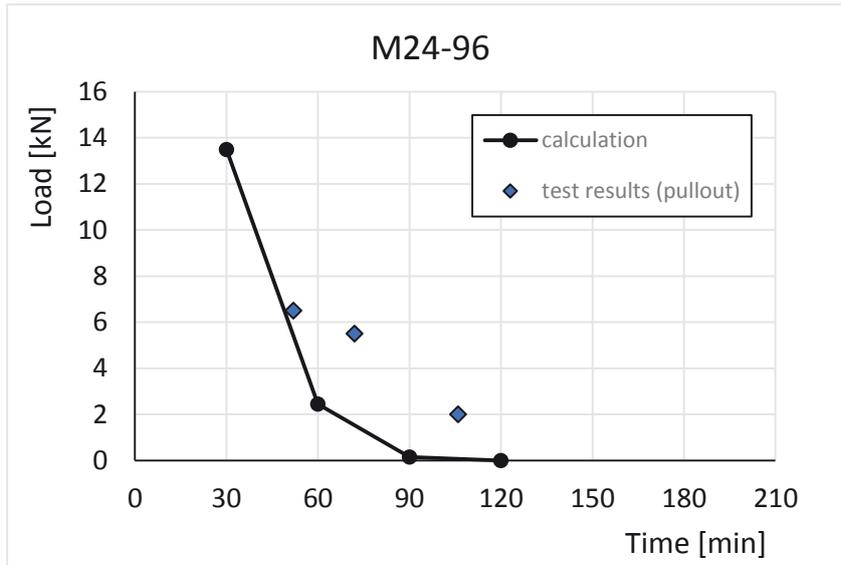


Abbildung 7-61: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M24-96

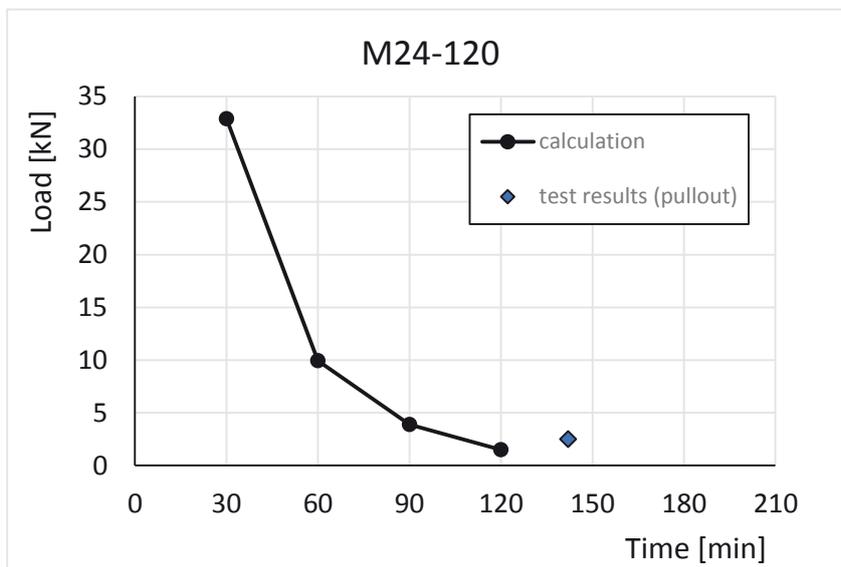


Abbildung 7-62: Vergleich von Berechnungsverfahren und Versuchsergebnissen für M24-120

### 7.3.3. Einflussfaktoren auf Berechnungsverfahren

Im diesem Kapitel werden mögliche Gründe für ein Abweichen der Berechnung vom realen Brandversuch erläutert.

Die erste Eingangsgröße für die Berechnung des Feuerwiderstands nach einer bestimmten Branddauer ist der Temperaturverlauf über die Verankerungstiefe. Mögliche Einflussfaktoren sind bereits in Kapitel 7.1 beschrieben. Darunter zählen unter anderem:

- Ankerdurchmesser
- Einbindetiefe
- Betonfeuchte
- Anbauteilgeometrie
- Stahlart bzw. –güte

Ankerdurchmesser und Einbindetiefe sind bereits in der Simulation berücksichtigt. Auch die Einflussfaktoren Stahlgüte und Anbauteilgeometrie wurden in der der Berechnung zu Grunde liegenden Simulation bereits berücksichtigt. Die unterschiedliche Betonfeuchte zwischen den Versuchen wird bisher nicht berücksichtigt. Der Einfluss der Betonfeuchte ist zwar vorhanden, wird aber nach aktuellem Wissensstand nicht als ausschlaggebenden Einflussfaktor bewertet.

Anschließend geht die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung in die Berechnung mit ein. Die Einflussfaktoren

- Ankerdurchmesser
- Ankertyp (Bewehrungsstab, Gewindestange, ...)

Wurden bereits in Kapitel 7.2 untersucht. Ein Einfluss konnte nicht eindeutig ausgeschlossen werden. Ob sich diese eventuelle Abhängigkeit auch auf den Brandversuch überträgt kann nach aktuellem Wissensstand nicht bestätigt werden.

Weitere Einflüsse die sich aus der Art und Weise der Ermittlung der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung ergeben sind der Obere und Untere Grenzwert der Funktion. Der verwendete Ofen ermöglicht nur eine maximale Temperatur von 650 °C, außerdem muss die Belastung im vorhandenen Versuchsstand hydraulisch aufgebracht werden. Diese beiden Faktoren führen dazu, dass die zugehörige Versagenstemperatur für sehr kleine Verbundspannungen nicht bestimmt werden kann. Folglich wird die Verbundspannung ab einer gewissen Temperatur zu Null angenommen. Da auch die ggf. verkohlten Mörtelreste geringe Anteile an Last übertragen können wird ein bestimmter Anteil vernachlässigt.

Zur Bewertung dieses Einflusses auf das Ergebnis des Berechnungsverfahrens zeigt Abbildung 7-63 beispielhaft den Vergleich eines Ergebnisses aus Kapitel 7.3.2 mit einer Verlängerung der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung bis auf 500 °C anstelle von 400 °C.

Die Versuchsauswertung nach EAD 330087-00-0601 [3] sieht eine maximale Verbundspannung von 10 N/mm<sup>2</sup> vor. Viele Injektionssysteme weisen aber unter Raumtemperatur deutlich höhere Verbundspannungen auf. Abbildung 7-64 zeigt den Einfluss auf das Berechnungsergebnis, erweitert man die maximale Verbundspannung im Beispiel von 12 N/mm<sup>2</sup> auf 20 N/mm<sup>2</sup>.

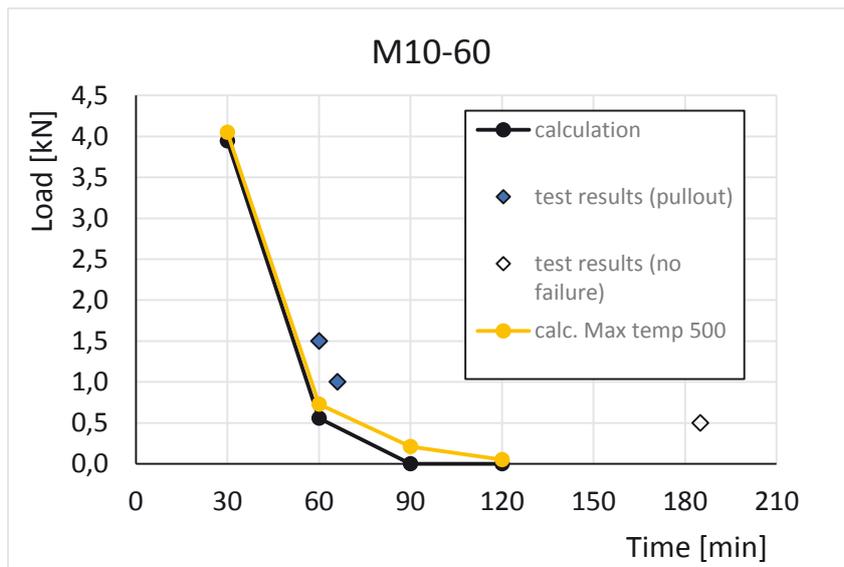


Abbildung 7-63: Einfluss der Veränderung der max. Temperatur

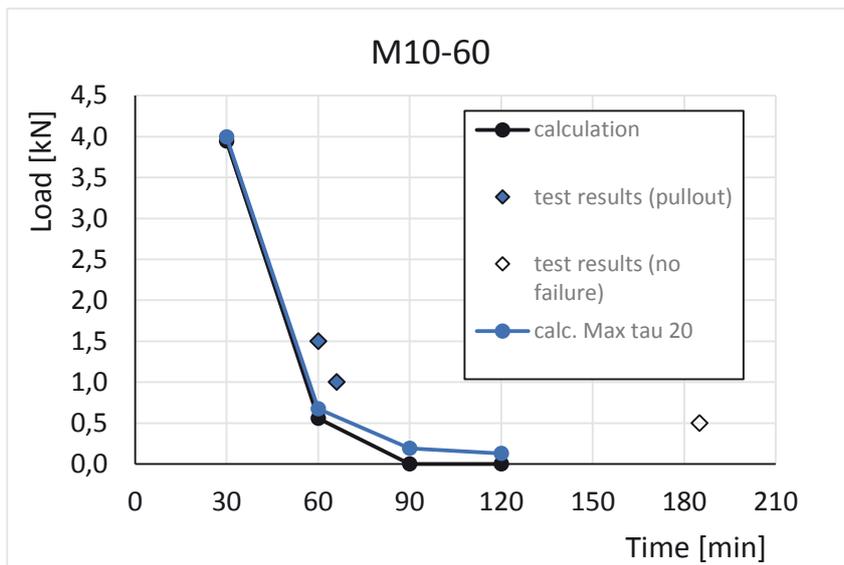


Abbildung 7-64: Einfluss der Veränderung der max. Verbundspannung

Wird in der Simulation der Temperaturen das Anbauteil nicht berücksichtigt, sind die Temperaturen entlang der Verankerungstiefe deutlich größer. Dies hat auch Auswirkungen auf die Berechnung. Abbildung 7-65 zeigt den Einfluss auf die Berechnung bei Berücksichtigung des Anbauteils in der Simulation.

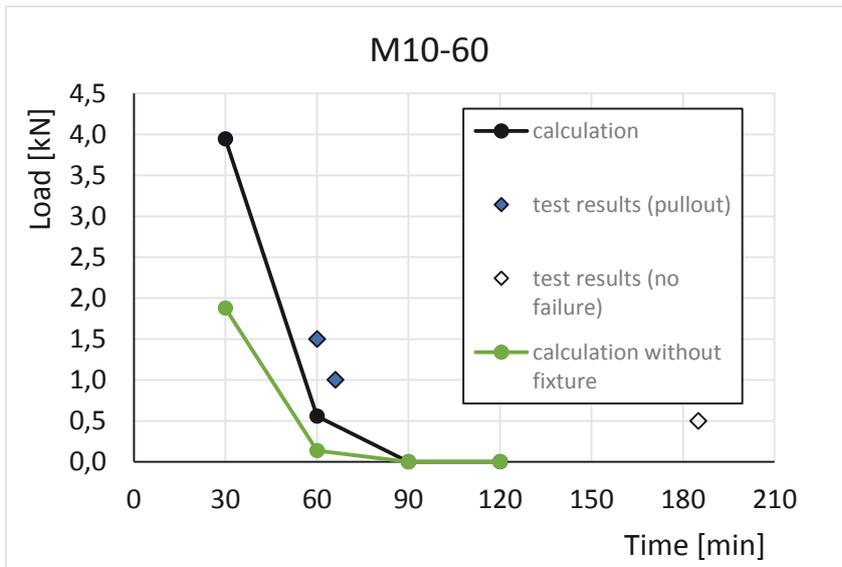


Abbildung 7-65: Einfluss des Anbauteils

## 8. Einfluss von Rissen auf die Tragfähigkeit von Verbunddübeln im Brandfall

Für viele Anwendungen von Befestigungen ist die Bewertung in gerissenem Beton erforderlich. Welchen Einfluss eine Dübelposition im Riss auf den Feuerwiderstand von Injektionssystemen hat ist bisher unklar.

Die Durchführung von Brandversuchen in gerissenem Beton erfordert einen komplexeren Versuchsaufbau und wird bisher in den unterschiedlichen Prüfinstituten stark unterschiedlich gehandhabt. Welche Auswirkungen die Art der Erzeugung von Rissen hat und ob die Prüfung in gerissenem Beton kritischer ist als in ungerissenem Beton kann nach aktuellem Kenntnisstand im Rahmen dieser Forschungsarbeit nicht abschließend geklärt werden. Die folgenden Kapitel beschreiben den aktuellen Kenntnisstand.

### 8.1. Versuchsdurchführung von Brandversuchen in gerissenem Beton

Nach aktuellem Stand der Technik werden, auch für die Bewertung des Verbundversagens von Injektionssystemen, Brandversuche nach Kapitel 2.3.1.1 (steel failure) des TR020 [1], d.h. in ungerissenem Beton durchgeführt. Kapitel 2.3.1.2 (pull-out failure) beschreibt hingegen folgendes Vorgehen zur Bewertung des Feuerwiderstands in gerissenem Beton;

- Belastung des Betonbauteils bis Biegerisse auftreten und anschließende Entlastung
- Setzen der Dübel in Biegerisse
- Erneute Belastung (bis zu einer Stahlspannung von  $270 \text{ N/mm}^2 \pm 20 \text{ N/mm}^2$ , entspricht einer Rissbreite von ca. 0,1 mm bis 0,25 mm)
- Belastung des Dübels und Start der Brandbeanspruchung

Dabei ist der Bewehrungsgrad für die Probekörper vorgegeben. Das Anbauteil hat keinen Luftspalt zum Betonbauteil und wird zusätzlich gedämmt. Die Auswertung der Daten erfolgt analog zu Abschnitt 2.3.1.1.

In der Praxis werden die in ungerissenem Beton erzeugten Ergebnisse häufig Stichproben artig in gerissenem Beton bestätigt. Dabei werden neben Biegerissen auch durch Sprengkeile erzeugte Trennrisse verwendet. Die in Abbildung 8-1 und Abbildung 8-2 dargestellten Versuchsergebnisse wurden an Technischen Universität Kaiserslautern erzeugt. Für Mörteltyp B wurden vier Konfigurationen von Ankerdurchmesser, Einbindetiefe und Belastung die in ungerissenem Beton geprüft wurden mit je zwei Versuchsergebnissen im gerissenem Beton bei gleicher Konfiguration verglichen. Für Mörteltyp D wurden für zwei Konfigurationen je fünf Belastungen in ungerissenem Beton geprüft und mit vier/drei Lasten in gerissenem Beton verglichen.

Es wird deutlich, dass keine eindeutige Verschlechterung des Feuerwiderstands durch die Prüfung in gerissenem Beton festgestellt werden kann. Lediglich in drei der geprüften 15 Versuche erbrachten signifikant geringere Versagenszeiten als der im ungerissenen Beton durchgeführte Vergleichsversuch.

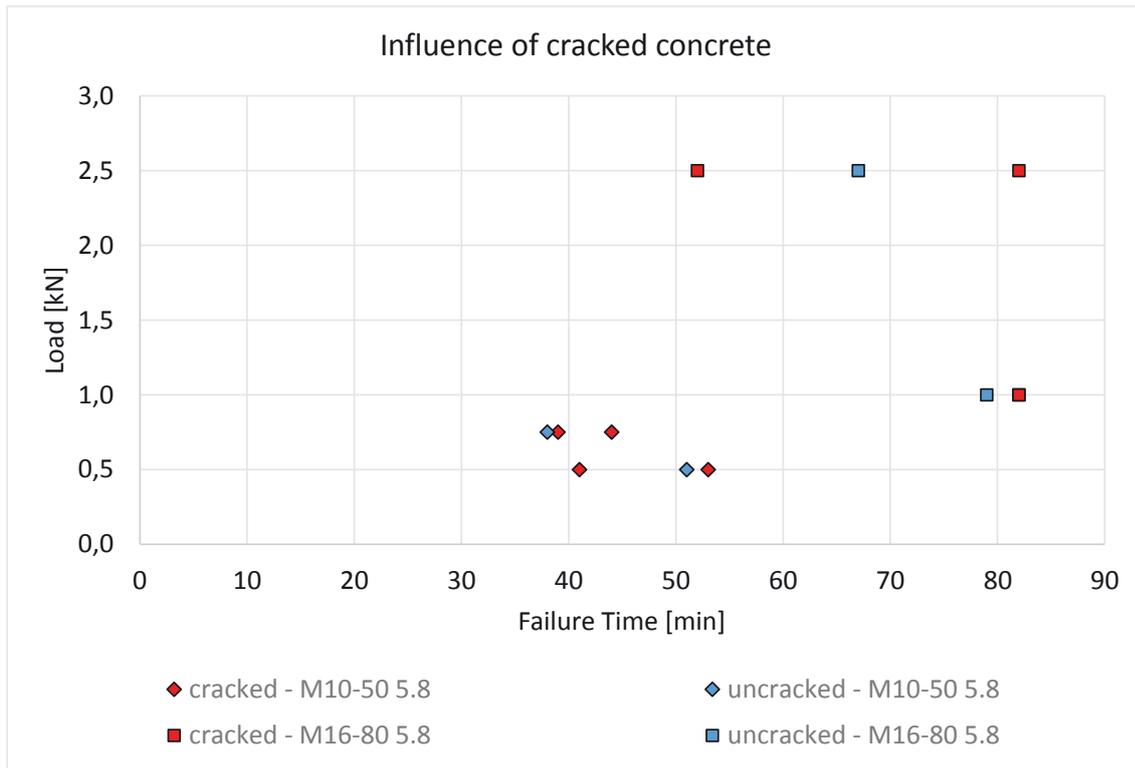


Abbildung 8-1: Vergleich von Versuchsergebnissen in gerissenem und ungerissenem Beton (Mörtel B)

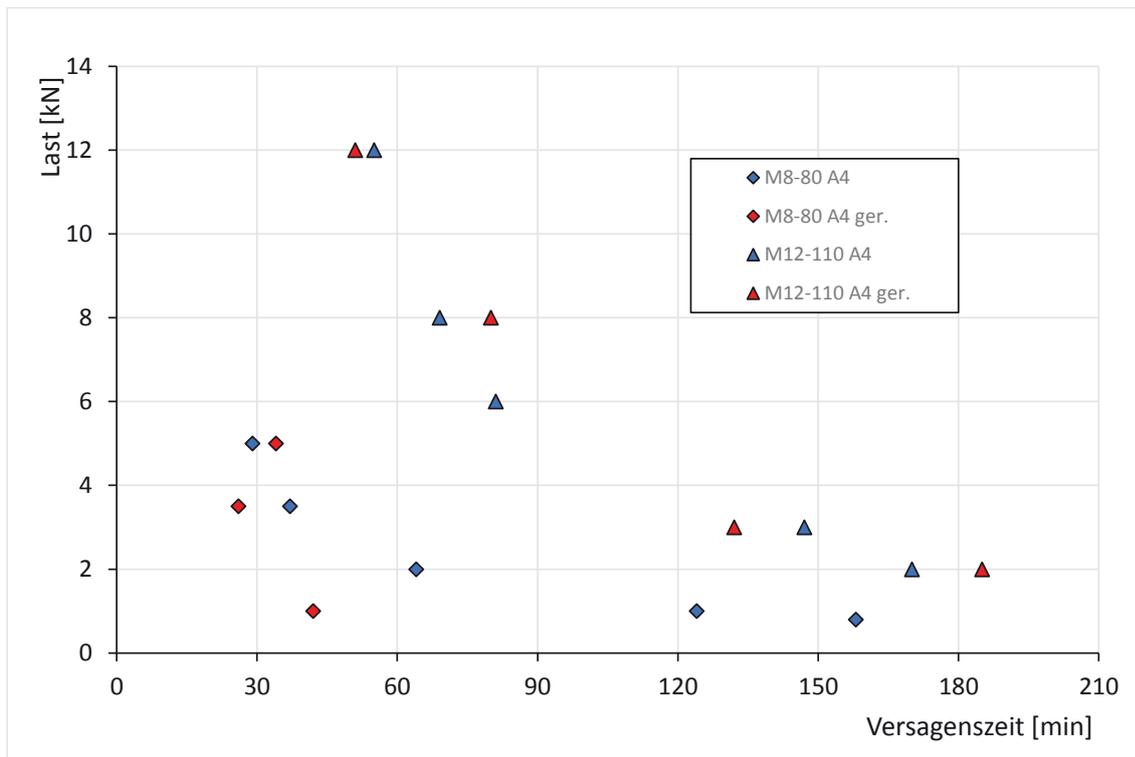


Abbildung 8-2: Vergleich von Versuchsergebnissen in gerissenem und ungerissenem Beton (Mörtel D)

## 8.2. Rissverhalten im Brandfall

Um zu bewerten, ob die Prüfung in gerissenem oder ungerissenem Beton das kritischere Prüfverfahren darstellt sollte die Rissänderung während eines Brandes zunächst untersucht werden.

Es ist davon auszugehen, dass durch den großen Temperaturgradienten zwischen beflammtter und unbeflammter Bauteilseite große Eigenspannungen innerhalb des Bauteils auftreten. Am unbeflammten Rand werden große Druckspannungen auftreten am beflammten Rand Zugspannungen. Diese werden zu einer Rissöffnung im für die Befestigung relevanten Bauteilbereich führen. Während eines Brandversuchs kann dies aber nicht beobachtet werden, da sich durch die Ausdehnung des Betons im randnahen Bereich die Risse verschließen. Wie sich die Rissbreite im Verlaufe eines Brandversuchs entwickeln kann versuchstechnisch also nicht bestimmt werden.

In der Dissertation von Reick [5, 5] wurde sich schon mit dieser Thematik beschäftigt. Er ermittelte durch Überlagerung der freien Temperaturexdehnung des Betons mit dem eben gebliebenen Querschnitt (Bernoulli-Hypothese) maximale Zugspannungen im Abstand von 4 cm bis 8 cm vom beflammten Bauteilrand. Die von ihm berechneten Dehnungsverteilungen ergäben eine Rissbreite von 1,5 mm! Es wird aber außerdem darauf hingewiesen, dass eine solche Rissbreite in Realität nie auftreten wird. Welche Umlagerungsprozesse genau während eines Brandes auftreten bleibt also weiterhin unklar.

## 9. Fazit / Zusammenfassung

In diesem Kapitel werden die Ergebnisse und Erkenntnisse des Forschungsprojekts zusammengefasst. Abschließend wird ein Vorschlag zur Prüfung und Bewertung von Verbunddübeln im Brandfall vorgestellt.

### 9.1. Thermische Analysen

Die Temperaturen entlang der Ankerstange können für den Brandfall mithilfe thermischer Simulationen ermittelt werden. Der Vergleich der Simulationsergebnisse mit Temperaturmessungen in Realbränden sowie mit Simulationsergebnissen anderer Institute liefert eine gute Übereinstimmung, vgl. Kapitel 7.1. Sodass das Temperaturprofil eines Ankers durch Simulationen mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden kann. Die anhand von Simulationen durchgeführte Parameterstudie ergab folgende Ergebnisse:

- Der Vergleich der Temperaturendergebnisse an der Stahl-Beton Schnittstelle zeigt, dass mit Steigerung des Dübeldurchmessers die Temperatur steigt und mit Steigerung der Verankerungstiefe, die Temperatur abnimmt.
- Das Vorhandensein von Mörtel steigert die Temperatur an der Stahloberfläche, wenn der Mörtel im Vergleich zum Beton isolierende Eigenschaften hat.
- Das Vorhandensein von Feuchte bis 3% beeinflusst die Temperaturverteilung geringfügig. Die Verdampfungswirkung und der sich daraus ergebende Wassertransport kann zum aktuellen Zeitpunkt in den Simulationen nicht abgebildet werden.
- Die Art des Anbauteils hat erheblichen Einfluss auf die Temperaturverteilung und sollte daher immer in der Simulation modelliert werden.
- Die Ergebnisse der Temperatursimulationen wurden durch den Vergleich mit 2 anderen Simulationsprogramme und den Vergleich mit im Brand gemessenen Temperaturen verifiziert.

### 9.2. Feuerwiderstandsprüfungen nach EAD 330087-00-0601

Die Feuerwiderstandsprüfungen nach EAD 330087-00-0601 bieten eine gute Möglichkeit die Mörtel Eigenschaften bei erhöhten Temperaturen abzuschätzen. Die aus dem Versuch resultierende Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung liefert eine Basis zur Berechnung der Feuerwiderstandstragfähigkeit von Verbunddübeln im Brandfall.

Die durchgeführte Parameterstudie ergab folgende Ergebnisse, vgl. Kapitel 7.2:

- Der Ankerdurchmesser kann abhängig von der Mörtelart einen Einfluss auf die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung haben.
- Die Restfeuchte des Betons (Vergleich zwischen getrockneten Betonkörpern und Stahlkörpern) hat keinen Einfluss auf das Ergebnis.
- Die Art der Ankerstange, (Gewindestange / Bewehrungsstab) hat vor allem für hohe Verbundspannungen bzw. Versagenstemperaturen nahe Raumtemperatur einen Einfluss auf die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung.

### 9.3. Berechnung des Feuerwiderstands von Verbunddübeln

Auf Grundlage der Ergebnisse aus der thermischen Simulation und Feuerwiderstandsprüfungen nach EAD 330087-00-0601 können Feuerwiderstandswerte für ein Verbunddübelssystem mit allen

Kombinationen aus Ankerdurchmesser und Verankerungstiefe bestimmt werden. Das Berechnungsverfahren bietet den Vorteil, dass Feuerwiderstandswerte für beliebige Brandkurven inklusive der Abkühlphasen ermittelt werden können. Der Vergleich mit Ergebnissen aus Realbränden zeigt, dass das Resultat der Kalkulation auf der sicheren Seite liegt, vgl. 7.3. Dies könnte folgende Gründe haben:

- Die Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung die anhand des „fire tests“ nach EAD 330087-00-0601 ermittelt wird, liefert für besonders hohe Temperaturen meist kein Ergebnis, sodass immer Teilen der Verankerungstiefe keine Verbundspannung zugeordnet werden kann, vgl. Kapitel 7.
- Die tatsächliche Verbundspannungsverteilung entlang des Dübels im Brandfall ist nicht bekannt.

#### 9.4. Vorschlag zur Versuchsdurchführung und Auswerteverfahren

Das im Folgenden beschriebene Vorgehen richtet sich ausschließlich an Verbunddübel bestehend aus Gewindestangen oder Bewehrungsstäben und einem Verbundmörtel.

Anhand der im Rahmen des Forschungsprojekts gewonnenen Erkenntnisse wird folgendes Vorgehen für die Ermittlung des Feuerwiderstands von Verbunddübeln, basierend auf einer Kombination aus Versuchen und Berechnung, vorgeschlagen:

##### 9.4.1. Vereinfachtes Bemessungsmodell

Weiterhin können die Feuerwiderstandswerte für Verbunddübel unter Zugbeanspruchung anhand des vereinfachten Bemessungsmodells nach TR020 Absatz 2.2. bestimmt werden. Dies gilt jedoch nur für die Versagensarten Stahlversagen und Betonausbruch. Der charakteristische Feuerwiderstand für Karbonstahl (C-Stahl) kann dabei mithilfe Tabelle 9-1 erfolgen. Der Feuerwiderstand gegenüber Verbundversagen muss experimentell bestätigt werden.

Tabelle 9-1: Angepasste Feuerwiderstände gegenüber Stahlversagen für C-Stahl

thread diameter [mm]	anchorage depth $h_{ef}$ [mm]	characteristic tension strength of an unprotected anchor made of C-steel in case of fire exposure in the time up to:			
		$\sigma_{Rk,fi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]			
		30 min (R15 to R30)	60 min (45 and R60)	90 min (R90)	120 min (R120)
M6	≥ 30	14	12	9	7
M8	≥ 30	20	15	11	9
M10	≥ 40	25	19	14	11
M12 and greater	≥ 50	30	23	16	13

Die Ermittlung des Feuerwiderstands gegen Querlast kann weiterhin nach TR020 Absatz 2.2.2 erfolgen.

## 9.4.2. Experimentelle/Rechnerische Bestimmung des Feuerwiderstands

### a. Feuerwiderstand gegenüber Stahlversagen

Der Widerstand gegenüber Stahlversagen, kann nach wie vor nach TR020 Abschnitt 2.3.1.1 bestimmt werden.

### b. Feuerwiderstand gegenüber Betonausbruch

Der Feuerwiderstand gegenüber Betonausbruch kann nach dem vereinfachten Bemessungsverfahren bestimmt werden vgl. Kapitel 2.2.1.3 des TR020.

### c. Feuerwiderstand gegenüber Verbundversagen für feste Einbindetiefen

Weiterhin kann die experimentelle Ermittlung des Feuerwiderstands nach TR020 Abschnitt 2.3. erfolgen. Da die Versuchsanordnung nach Abschnitt 2.3.1.2 Bild 2.5 die Temperaturen entlang der Verankerungstiefe deutlich verringern würde, muss der Versuchsaufbau nach Abschnitt 2.3.1.1 verwendet werden. Die Versuche sollen in gerissenem Beton durchgeführt werden.

### d. Feuerwiderstand gegenüber Verbundversagen für flexible Verankerungstiefen

Zur Bestimmung des Feuerwiderstands gegenüber Verbundversagen von auf Zug belasteten Verbunddübeln soll eine Kombination aus Simulation und Brandversuch durchgeführt werden.

Folgendes Versuchsprogramm muss für ein Injektionssystem mit variabler Verankerungstiefe durchgeführt werden.

Tabelle 9-2: Versuchsprogramm

	Ziel der Versuche	Riss- breite	Minimale Versuchsanzahl je Dübelgröße					Versuchsbeschreibung
			s	i	m	i	l	
	[-]	[mm]						[-]
1	Versuch zur Bestätigung der Temperaturdaten aus Simulationen	-	-	-	3	-	-	Dübel mit Thermoelementen ohne Belastung
2	Versuche zur Bestätigung der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung mit Gewindestangen	-	-	-	5	-	-	"fire test" nach EAD 330087-00-0601 mit Gewindestange
3	Optional: Versuche um höheren Temperaturbereich abzudecken, $\tau < 0,5 \text{ N/mm}^2$	-	-	-	1	-	-	"fire test" nach EAD 330087-00-0601 mit Gewindestange
4	Optional: Versuche um obere Verbundspannungsgrenze zu erhöhen, $\tau > 10 \text{ N/mm}^2$	-	-	-	1	-	-	"fire test" nach EAD 330087-00-0601 mit Gewindestange
5	Brandversuche zur Bestätigung der Berechnung	-	3	2	5	2	3	Brandversuch nach TR020 Abschnitt 2.3.1.1
6	Brandversuche in gerissenem Beton	0,3	3	-	5	-	-	Brandversuch nach TR020 Abschnitt 2.3.1.1 + Riss

Zu Zeile 1:

Zum Vergleich können durch thermische Simulation ermittelte Temperaturverläufe herangezogen werden. Das verwendete Anbauteil muss in der Simulation berücksichtigt werden. Grundsätzlich kann auf die Simulation des Mörtels verzichtet werden, wenn der Vergleichsversuch nach Zeile 1 die Simulationsdaten bestätigt. (D.h. ausgeschlossen werden kann, dass die Dämmeigenschaften des Mörtels so groß sind, dass sie die Temperaturen entlang des Dübels beeinflussen).

Die Vergleichsversuche nach Zeile 1 sollen die simulierten Temperaturdaten bestätigen. Es sollen drei Dübel mit mittlerem Ankerdurchmesser und minimaler Einbindetiefe verwendet werden, und mit Thermoelementen TC1 (10 mm), TC2 ( $0,5 \cdot h_{ef}$ ) und TC3 ( $h_{ef} - 10$  mm) bestückt werden. Der Dübel soll anschließend nach Herstellerangaben gesetzt werden. Beim Vergleich der gemessenen Temperaturdaten mit den Simulationsergebnissen sollen folgende Bedingungen eingehalten sein:

- Der Temperaturverlauf über die Verankerungstiefe sowie die Temperaturentwicklung über die Zeit sollen einen ähnlichen Verlauf aufweisen
- Für jeden Einzelwert soll für das Verhältnis von Simulationsergebnis und Versuchsergebnis folgende Bedingung erfüllt sein

$$\frac{1}{1,5} < \frac{T_{sim}}{T_{test}} < 1,5$$

- Der Mittelwert der im Versuch ermittelten Temperaturen  $T_{test,m}$  soll kleiner als die simulierten Temperaturen  $T_{sim,m} + 10\%$  an der gleichen Stelle zur selben Zeit sein

$$T_{test,m} < T_{sim,m} \cdot 1,1$$

- Es dürfen beliebig viele zusätzliche Versuche durchgeführt werden.

Zu Zeile 2:

Versuche nach Zeile 2 werden durchgeführt um die Übertragbarkeit der Verbundspannung-Temperatur-Beziehung aus „fire tests“ nach EAD 330087-00-0601 auf Gewindestangen nachzuweisen. Es sollen fünf Versuche mit mittlerem Ankerdurchmesser nach Abschnitt 2.2.3 „resistance to fire“ nach EAD 330087-00-0601 durchgeführt werden. Abweichend zur EAD sollen Gewindestangen verwendet werden. Die Bohrlöcher sollen mit dem maßgebenden Bohrverfahren erstellt werden und mit dem maßgebenden Reinigungsverfahren gereinigt werden. Die fünf ausgewählten Belastungen sollen so gewählt werden, dass Ergebnisse über den gesamten Temperaturbereich verteilt, zu erwarten sind. Für die Berechnung darf die Verbundspannung-Temperatur-Beziehung aus „fire tests“ nach EAD 330087-00-0601 herangezogen werden, wenn die Versuchsergebnisse folgende Bedingungen erfüllen:

- Die Einzelabweichung der Versuchsergebnisse soll 50 °C nicht überschreiten.
- Die aus den 5 neuen Versuchen gewonnene Trendlinie darf in keinem Punkt mehr als 20°C von der Trendlinie nach EAD abweichen. Bei größerer Abweichung muss die Temperatur- Verbundspannungsbeziehung für Gewindestangen neu ermittelt werden. D.h. es müssen 15 weitere Versuche durchgeführt werden, die die Vorgaben nach EAD 330087-00-0601 zur minimalen Temperatur- und Verbundspannungsdifferenz einhalten.

Um den Geltungsbereich der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung über die Grenzen nach EAD 330087-00-0601 (maximale Verbundspannung = 10 N/mm<sup>2</sup>; minimale Verbundspannung = 0,5 N/mm<sup>2</sup>) zu erweitern, können zusätzliche Versuche mit

- $10 \text{ N/mm}^2 < T_{\text{sust}} \leq T_{\text{RK},0}$  (Zeile 4) und/oder
- $0,2 \text{ N/mm}^2 < T_{\text{sust}} \leq 0,5 \text{ N/mm}^2$  (Zeile 3)

durchgeführt werden.

#### Zu Zeile 5:

Mithilfe der Temperaturen entlang der Verankerungstiefe aus der FE-Simulation und der Verbundspannungs-Temperatur-Beziehung aus den Zeilen 2-5 kann der Feuerwiderstand gegenüber Verbundversagen für alle Kombinationen aus Ankerdurchmesser und Verankerungstiefe und alle Brandkurven berechnet werden. Zur Bestätigung des Ergebnisses sollen Brandversuche nach TR020 Abschnitt 2.3.1.1 durchgeführt werden. Folgende Gesichtspunkte sollen bei der Wahl der Vergleichsversuche berücksichtigt werden.

- Es sollen mit jedem Ankerdurchmesser mindestens 2 Versuche durchgeführt werden (Für die Wahl der Belastung sollen die Berechnungsergebnisse nach 60 min und 90 min herangezogen werden)
- Die kleinste Verankerungstiefe muss geprüft werden
- Mit der mittleren Größe sollen mindestens fünf Versuche durchgeführt werden. Die Versagenszeiten sollen für vier Versuche über 60 min liegen, einer der Versuche soll eine Versagenszeit kleiner 60 min erzielen

Die Versuchsergebnisse nach Zeile 5 müssen größer als die Ergebnisse der Berechnung sein. Für den Vergleich dürfen die Berechnungsergebnisse zwischen 30 min, 60 min, 90 min und 120 min linear interpoliert werden. Ist dies nicht erfüllt muss die Berechnung der Feuerwiderstandswerte entsprechend angepasst werden.

Für die Verwendung weiterer Ankerstangentypen (z. B. unterschiedliche Materialien) und anderer Bohrverfahren sind folgende Gesichtspunkte zu beachten:

- Für Edelstahl Ankerstangen können ohne die Durchführung von Brandversuchen die gleichen Lasten wie für C-Stahl verwendet werden
- Die Ergebnisse der Berechnung sind nicht direkt auf andere Verankerungselemente oder Bohrverfahren übertragbar.

#### Zu Zeile 6:

Zur Beurteilung des Einflusses von Rissen sollen Brandversuche an im Riss installierten Dübeln durchgeführt werden. Die Rissbreite soll vor Versuchsstart 0,3 mm betragen. Es sollen direkte Vergleichsversuche mit Versuchen nach Zeile 5 mit dem kleinsten und mittleren Verankerungsdurchmesser durchgeführt werden. Die Belastungen der mittleren Verankerungsgröße in gerissenem und ungerissenem Beton sollen jeweils über die Versagenszeit aufgetragen werden und eine passende Potenzfunktion in der Form,

$$\sigma_{b1} = c_1 + \frac{c_2}{t}$$

gewählt werden. Der minimale Quotient der beiden Funktionen im Bereich  $t = 30 \text{ min}$  bis  $t = 120 \text{ min}$  ergibt den Abminderungsfaktor  $\gamma_{cr}$ , vgl. Abbildung 9-1 für gerissenen Beton. Der Abminderungsfaktor muss bis weitere Erkenntnisse vorliegen zwischen 0 und 0,75 liegen. Die Versuchsergebnisse der mit dem kleinsten Durchmesser durchgeführten Versuche müssen den Abminderungsfaktor mindestens bestätigen, d.h. der Quotient aus Versuchsergebnis und Berechnungsergebnis ist für alle Versuche größer 1.

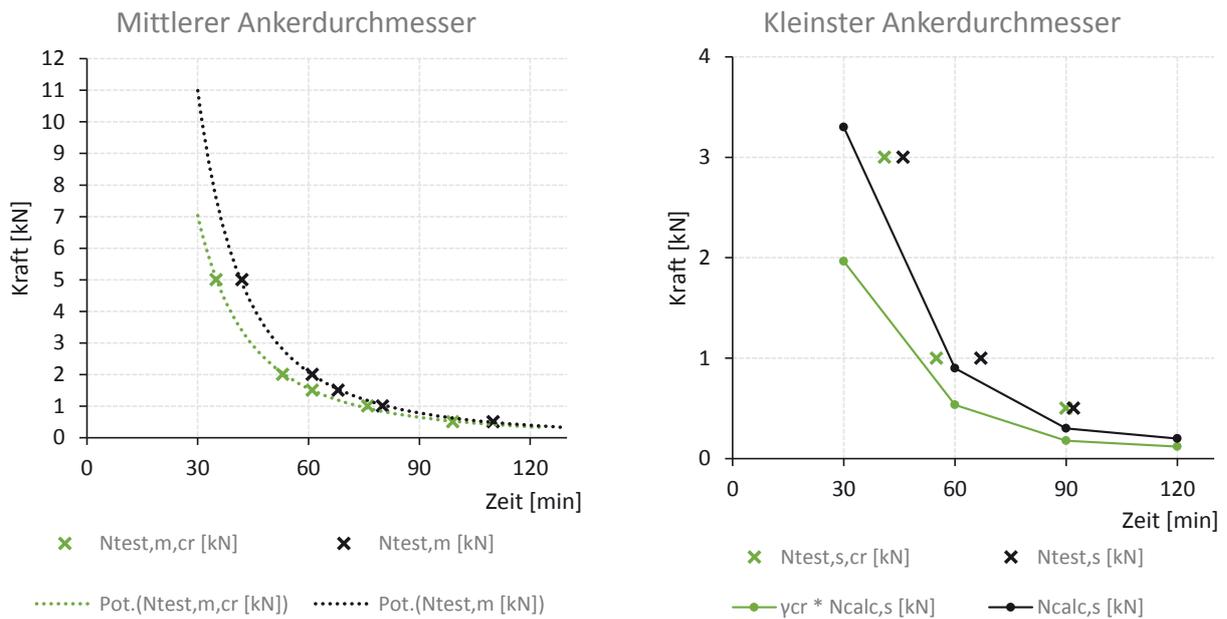
Abbildung 9-1: Beispiel zur Berechnung und Bestätigung des Abminderungsfaktors  $\gamma_{cr}$ 

Tabelle 9-3 und Tabelle 9-4 beschreiben das Vorgehen an einem Beispiel. Die Versuchsergebnisse in gerissenem und ungerissenem Beton bei Verwendung des mittleren Ankerdurchmessers sind in Tabelle 9-3 mit  $N_{test,m}$  und  $N_{test,m,cr}$  gekennzeichnet. In den mit  $N_{trend,m}$  und  $N_{trend,m,cr}$  gekennzeichneten Zeilen sind die zugehörigen Widerstände für 30 min, 60 min, 90 min und 120 min, ermittelt unter Verwendung einer passenden Potenzfunktion, angegeben. Nach folgender Gleichung wurde der Abminderungsfaktor  $\gamma_{cr}$  ermittelt.

$$\gamma_{cr} = \text{MIN} \left\{ \frac{N_{trend,m,cr,30}}{N_{trend,m,30}}; \frac{N_{trend,m,cr,60}}{N_{trend,m,60}}; \frac{N_{trend,m,cr,90}}{N_{trend,m,90}}; \frac{N_{trend,m,cr,120}}{N_{trend,m,120}} \right\}$$

In Tabelle 9-4 sind die Versuchsergebnisse der mit dem kleinsten Ankerdurchmesser in gerissenem und ungerissenem Beton durchgeführten Versuche mit  $N_{test,s}$  und  $N_{test,s,cr}$  gekennzeichnet. In der mit  $N_{calc,s}$  beschriebenen Zeile, sind die Feuerwiderstandswerte für den kleinsten Ankerdurchmesser, der nach dem in diesem Forschungsbericht beschriebenen Berechnungsverfahren für 30 min, 60 min, 90 min und 120 min berechnet wurde, angegeben. Die Beaufschlagung dieser Ergebnisse mit dem oben ermittelten Abminderungsfaktor  $\gamma_{cr}$  ergibt den berechneten Feuerwiderstand für gerissenen Beton  $N_{calc,s,cr}$ . Abschließend wird die Einhaltung der folgenden Bedingung überprüft.

$$\frac{N_{test,s,cr}}{N_{calc,s,cr}} \geq 1$$

Tabelle 9-3: Beispiel zur Berechnung des Abminderungsfaktors  $\gamma_{cr}$ 

Versuchsergebnisse, <b>ungerissen</b> , Medium										
t [min]	<b>30</b>	42	-	<b>60</b>	61	68	80	<b>90</b>	110	<b>120</b>
$N_{trend,m}$ [kN]	10,97	-	-	2,07	-	-	-	0,78	-	0,39
$N_{test,m}$ [kN]	-	5	-	-	2	1,5	1	-	0,5	-
Versuchsergebnisse, <b>gerissen</b> , Medium										
t [min]	<b>30</b>	35	53	<b>60</b>	61	76	-	<b>90</b>	99	<b>120</b>
$N_{trend,m,cr}$ [kN]	6,52	-	-	1,42	-	-	-	0,58	-	0,31
$N_{test,m,cr}$ [kN]	-	5	2	-	1,5	1	-	-	0,5	-
$N_{trend,m,cr}/N_{trend,m}$	<b>0,59</b>	-	-	<b>0,69</b>	-	-	-	<b>0,74</b>	-	<b>0,79</b>
$\gamma_{cr}$	<b>0,59</b>									

Tabelle 9-4: Beispiel zur Bestätigung des Abminderungsfaktors  $\gamma_{cr}$ 

Versuchsergebnisse und Berechnungsergebnisse, <b>ungerissen</b> , Small								
t [min]	<b>30</b>	46	-	<b>60</b>	67	<b>90</b>	92	<b>120</b>
$N_{calc,s}$ [kN]	3,3	-	-	0,9	-	0,3		0,2
$N_{test,s}$ [kN]	-	3	-	-	1	-	0,5	-
Versuchsergebnisse und Berechnungsergebnisse, <b>gerissen</b> , Small								
t [min]	<b>30</b>	41	55	<b>60</b>	-	<b>90</b>	90	<b>120</b>
$\gamma_{cr} * N_{calc,s}$ [kN]	1,96	<b>1,44</b>	<b>0,78</b>	0,54	-	0,18	<b>0,18</b>	0,12
$N_{test,s,cr}$ [kN]	-	<b>3</b>	<b>1</b>	-	-	-	<b>0,5</b>	-
$N_{test,s,cr}/N_{calc,s,cr}$	-	2,08	1,29	-	-	-	2,78	-
> 1 ?	-	ja	ja	-	-	-	ja	-

Die sich aus den Versuchen ergebenden Feuerwiderstandswerte für die Versagensart Verbundversagen muss abschließend mit den anderen Versagensarten (Betonbruch, Stahlversagen) verglichen werden und die maßgebende Versagensart bestimmt werden.

## 10. Literatur

- [1] TR 020: Feuerwiderstandsfähigkeit von Metalldübeln.
- [2] DIN EN 1363-1: Feuerwiderstandsprüfungen - Teil 1: Allgemeine Anforderungen.
- [3] EAD 330087-00-0601: systems for post-installed rebar connections with mortar.
- [4] Pinoteau, N.; Pimienta, P.; Guillet, T. et al.: Effect of heating rate on bond failure of rebars into concrete using polymer adhesives to simulate exposure to fire. *International Journal of Adhesion and Adhesives* 31 (2011), Heft 8, S. 851–861.
- [5] Reick, M.: Brandverhalten von Befestigungen mit großem Randabstand in Beton bei zentrischer Zugbeanspruchung. Dissertation, Universität Stuttgart, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Stuttgart, 2001.
- [6] DIN EN 1993-1-2: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall.
- [7] DIN EN 1992-1-2: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall.

## 11. Anhang A – Vergleich der thermischen Simulation mit Versuchsergebnissen

Tabelle 11-1: Temperaturdatenbank – Teil 1

Nr.	Randbedingungen					Versuch					Simulation					Ttest/Tsim						
	Durchmesser	Verankerungstiefe	Stahl	Anbauteil	Untergrund	Belastungsrichtung	Riss	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	Bemerkungen	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	30 min	60 min	90 min	120 min
101	M8	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	559	743	851	913		0	624	781	870	929	0,90	0,95	0,98	0,98
								60	124	219	302	369		60	137	240	317	378	0,90	0,91	0,95	0,98
								120	47	99	130	166		120	45	89	132	174	1,03	1,11	0,99	0,95
201	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	10	536	682	774	-		10,1	502	656	747	814	1,07	1,04	1,04	
								100	111	203	297	-		100	82	153	218	273	1,35	1,33	1,37	
202	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	10	808	931	992	-		10,1	502	656	747	814	1,61	1,42	1,33	
								10	544	698	790	-		10,1	502	656	747	814	1,08	1,06	1,06	
203	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	100	105	262	387	-		100	82	153	218	273	1,28	1,71	1,78	
204	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	ja (geschl.)	10	583	732	992	-		10,1	502	656	747	814	1,16	1,12	1,33	
								10	566	711	801	-		10,1	502	656	747	814	1,13	1,08	1,07	
205	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	ja (geschl.)	100	115	163	319	-		100	82	153	218	273	1,40	1,07	1,47	
								10	585	736	-	-		10,1	502	656	747	814				
206	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	100	158	408	-	-		100	82	153	218	273				
								10	599	767	-	-		10,1	502	656	747	814				
207	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	100	112	374	-	-		100	82	153	218	273				
								0	628	788	925	1011		0	533	707	794	858	1,18	1,11	1,17	1,18
301	M12	120	C-steel	TR020	Beton	horizontal	nein	60	114	206	280	341		60	138	244	322	383	0,82	0,85	0,87	0,89
								120	37	82	112	140		120	56	108	157	203	0,65	0,76	0,72	0,69
302	M12	120	C-steel	Platte	Beton	horizontal	nein	0	655	848	923	972		0	es liegen keine Simulationsdaten vor							
								120	48	99	133	165		120	es liegen keine Simulationsdaten vor							
303	M12	120	C-steel	Platte	Beton	horizontal	nein	0	591	794	899	969		0	es liegen keine Simulationsdaten vor							
								60	127	224	304	365		60	es liegen keine Simulationsdaten vor							
								120	46	94	125	158		120	es liegen keine Simulationsdaten vor							
304	M12	120	A4	TR020	Beton	horizontal	nein	0	640	809	898	967		0	581	740	825	884	1,10	1,09	1,09	1,09
								60	112	213	302	369		60	98	213	303	374	1,13	1,00	1,00	0,99
								120	43	97	133	162		120	31	66	107	148	1,37	1,46	1,24	1,09
305	M12	120	C-Steel	TR020	Beton	horizontal	nein	0	667	939	1042	1090		0	533	707	794	858	1,25	1,33	1,31	1,27
								60	156	259	338	406		60	138	244	322	383	1,13	1,06	1,05	1,06
								120	54	112	152	191		120	56	108	157	203	0,96	1,04	0,97	0,94
306	M12	120	Messing	TR020	Beton	horizontal	nein	0	609	955	833	1057		0	es liegen keine Simulationsdaten vor							
								60	194	324	-	-		60	es liegen keine Simulationsdaten vor							
								120	91	194	-	-		120	es liegen keine Simulationsdaten vor							

Tabelle 11-2: Temperaturdatenbank – Teil 2

Nr.	Randbedingungen						Versuch						Simulation						Ttest/Isim				
	Durchmesser	Verankerungstiefe	Stahl	Anbauteil	Untergrund	Belastungsrichtung	Riss	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	Bemerkungen	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	30 min	60 min	90 min	120 min	
307	M12	120	C-Steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	710	838	929	990		0	603	761	851	913	1,18	1,10	1,09	1,08	
								60	165	270	353	425		60	167	274	352	413	0,99	0,99	1,01	1,03	
308	M12	120	vz.	TR020	Beton	horizontal	nein	0	616	814	850	1066		0	533	707	794	858	1,16	1,15	1,07	1,24	
								60	143	250	329	400		60	138	244	322	383	1,03	1,02	1,02	1,04	
								120	52	111	150	195		120	56	108	157	203	0,92	1,03	0,96	0,96	
309	M12	120	A4	TR020	Beton	horizontal	nein	0	683	823	911	1072		0	581	740	825	884	1,18	1,11	1,10	1,21	
								60	126	228	315	384		60	98	213	303	374	1,28	1,07	1,04	1,03	
								120	41	85	117	147		120	31	66	107	148	1,30	1,28	1,10	0,99	
102	M16	60	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	596	751	856	924		es liegen keine Simulationsdaten vor									
								60	194	304	394	485		es liegen keine Simulationsdaten vor									
103	M16	90	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	564	751	859	927		0	593	756	850	913					
								60	150	269	360	433	einbetoniert	60,17	208	335	423	490					
								90	103	180	258	323		90	150	258	339	403					
104	M16	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	510	690	800	866		0	589	748	841	904	0,87	0,92	0,95	0,96	
								60	137	239	325	393		60	192	305	384	447	0,71	0,78	0,85	0,88	
								120	51	111	150	192		120	86	152	210	262	0,59	0,73	0,71	0,73	
105	M16	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	138	250	360	439		0	589	748	841	904					
								60	90	159	254	318	einbetoniert	60	192	305	384	447					
								120	57	114	173	221		120	86	152	210	262					
106	M16	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	534	692	815	892		0	589	748	841	904	0,91	0,92	0,97	0,99	
								60	136	241	332	407		60	192	305	384	447	0,71	0,79	0,86	0,91	
								120	54	111	165	217		120	86	152	210	262	0,62	0,73	0,78	0,83	
107	M16	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	556	723	830	895		0	589	748	841	904	0,94	0,97	0,99	0,99	
								60	133	229	318	387		60	192	305	384	447	0,69	0,75	0,83	0,87	
								120	54	113	151	195		120	86	152	210	262	0,63	0,74	0,72	0,74	
108	M16	180	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	625	778	860	929		0	588	746	837	899	1,06	1,04	1,03	1,03	
								120	54	110	146	182		120,17	64	112	154	193	0,84	0,98	0,95	0,94	
								180	30	62	88	109		180	37	62	88	114	0,81	1,00	1,00	0,96	
109	M24	120	C-steel	ohne	Beton	horizontal	nein	0	571	702	806	873		0	569	734	830	896	1,00	0,96	0,97	0,97	
								60	173	257	335	413		60	228	355	441	506	0,76	0,73	0,76	0,82	
								120	82	120	177	211		120	122	212	282	340	0,68	0,57	0,63	0,62	
401	M10	50	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	25	383	549	663	739		25	398	562	659	729	0,96	0,98	1,01	1,01	
								40	278	425	550	626		39,8	312	471	569	640	0,89	0,90	0,97	0,98	
402	M12	60	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	30	395	559	666	739		30	361	520	617	687	1,09	1,07	1,08	1,08	
								50	267	416	525	598		49,83	265	415	510	581	1,01	1,00	1,03	1,03	

Tabelle 11-3: Temperaturdatenbank – Teil 3

Nr.	Randbedingungen										Versuch				Simulation				Ttes//Tsim			
	Durchmesser	Verankerungstiefe	Stahl	Anbauteil	Untergrund	Belastungsrichtung	Riss	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	Bemerkungen	Messpunkt	30 min	60 min	90 min	120 min	30 min	60 min	90 min	120 min
403	M16	80	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	40	288	433	537	616		40	302	451	545	614	0,95	0,96	0,99	1,00
404	M20	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	50	255	388	488	565		50	260	397	488	555	0,98	0,98	1,00	1,02
405	M8	80	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	40	251	393	500	580		40	240	377	468	536	1,05	1,04	1,07	1,08
406	M10	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	50	233	361	462	536		50	197	319	403	468	1,18	1,13	1,15	1,14
407	M12	120	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	60	178	284	374	447		60	167	274	352	413	1,07	1,04	1,06	1,08
408	M16	160	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	110	111	146	194	254		109,92	70	129	182	232	1,58	1,14	1,06	1,10
409	M10	50	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	80	129	203	275	337		80	127	212	277	330	1,01	0,96	0,99	1,02
410	M12	60	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	150	52	101	122	156		149,94	49	86	122	155	1,07	1,17	1,00	1,00
411	M16	80	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	25	288	491	615	695		25	398	562	659	729	0,72	0,87	0,93	0,95
412	M20	100	C-steel	ohne	Beton	vertikal	nein	40	219	400	523	603		39,8	312	471	569	640	0,70	0,85	0,92	0,94
501	M8	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	30	293	489	608	690		30	361	520	617	687	0,81	0,94	0,99	1,00
502	M10	100	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	50	205	369	486	567		49,83	265	415	510	581	0,77	0,89	0,95	0,98
503	M12	120	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	40	254	425	540	625		40	302	451	545	614	0,84	0,94	0,99	1,02
504	M16	160	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	70	151	272	378	462		70,89	197	326	414	482	0,77	0,84	0,91	0,96
505	M10	50	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	50	212	364	475	559		50	260	397	488	555	0,82	0,92	0,97	1,01
506	M12	60	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	90	140	232	311	382		89,9	157	267	348	411	0,89	0,87	0,89	0,93
507	M16	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	40	176	337	465	561		40	176	314	407	477	1,00	1,07	1,14	1,17
508	M20	100	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	70	111	196	301	387		70	96	191	273	338	1,16	1,03	1,10	1,15
509	M8	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	50	157	311	437	531		50	155	275	361	427	1,01	1,13	1,21	1,24
510	M10	100	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	90	80	156	240	317		90	75	146	212	269	1,07	1,07	1,13	1,18
511	M12	120	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	60	126	237	330	407		60	138	244	322	383	0,91	0,97	1,03	1,06
512	M16	160	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	110	58	120	165	212		110	61	116	168	216	0,96	1,03	0,98	0,98
513	M8	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	80	119	204	281	345		80	113	196	261	313	1,05	1,04	1,08	1,10
514	M10	50	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	150	38	87	118	144		150	45	81	115	147	0,85	1,08	1,03	0,98
515	M12	60	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	10	393	610	731	817		10	418	600	699	770	0,94	1,02	1,05	1,06
516	M16	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	40	216	396	517	595		40	237	401	502	575	0,91	0,99	1,03	1,03
517	M8	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	10	356	547	682	771		10	433	612	708	778	0,82	0,89	0,96	0,99
518	M10	50	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	50	169	300	417	505		50	212	363	461	532	0,80	0,83	0,91	0,95
519	M12	60	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	10	482	675	792	872		10	454	627	719	787	1,06	1,08	1,10	1,11
520	M16	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	70	157	282	384	463		70	173	300	389	456	0,91	0,94	0,99	1,02
521	M20	100	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	10	365	568	689	773		10	468	635	725	791	0,78	0,89	0,95	0,98
522	M8	80	C-steel	TR020	Beton	vertikal	nein	90	112	196	271	338		90	144	251	330	392	0,78	0,78	0,82	0,86

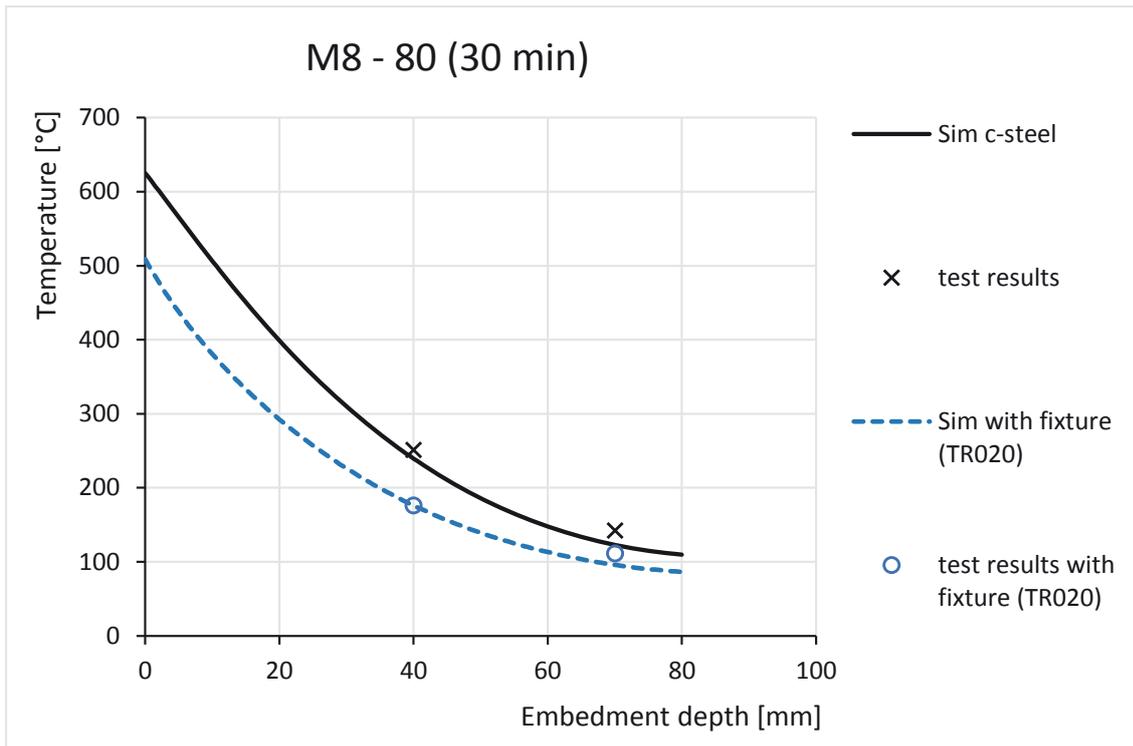


Abbildung 11-1: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 405 / 501 und Simulationsergebnissen nach 30 min

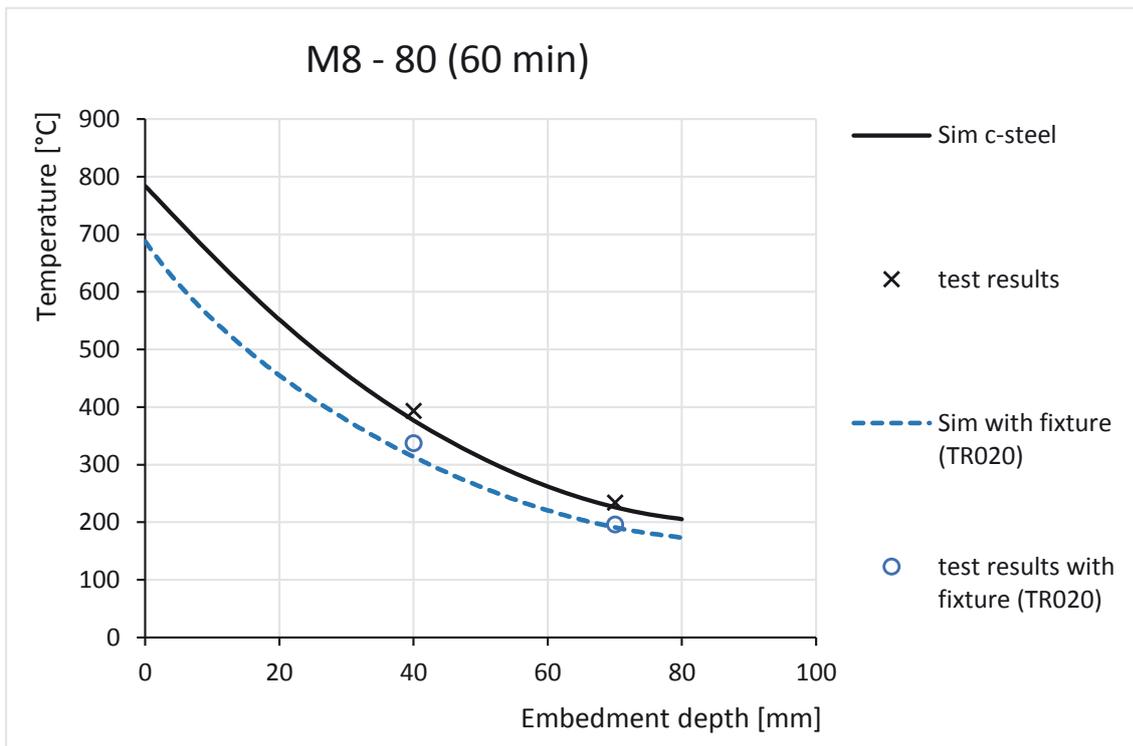


Abbildung 11-2: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 405 / 501 und Simulationsergebnissen nach 60 min

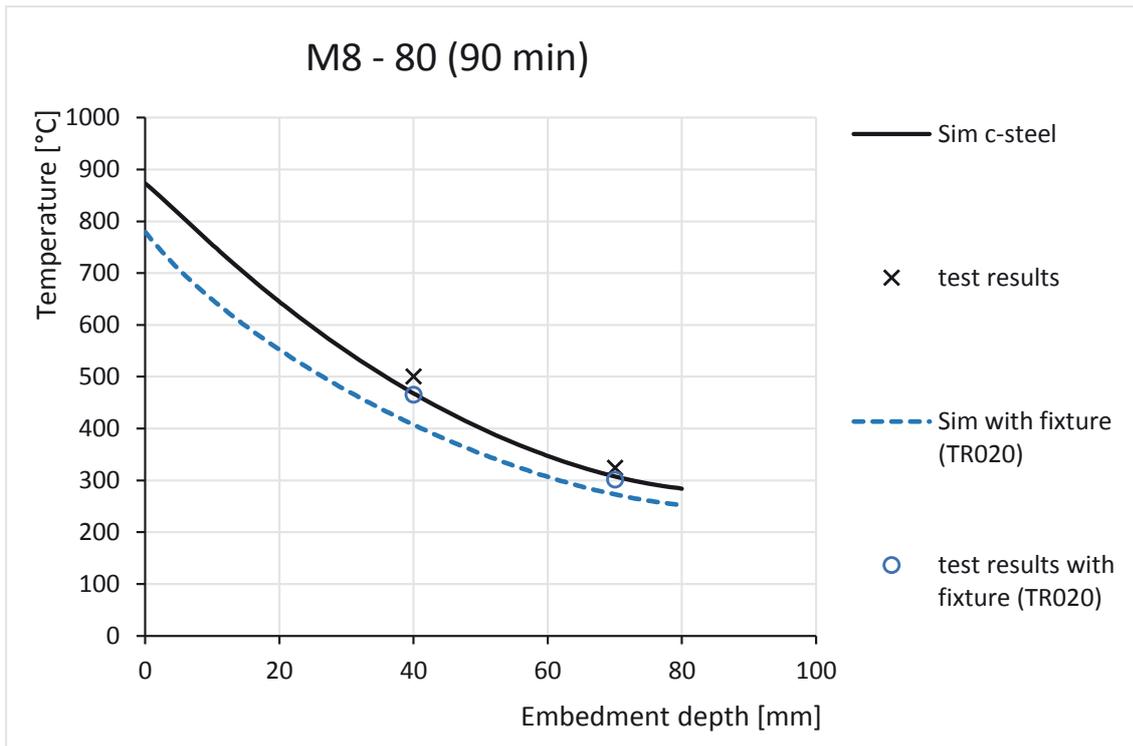


Abbildung 11-3: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 405 / 501 und Simulationsergebnissen nach 90 min

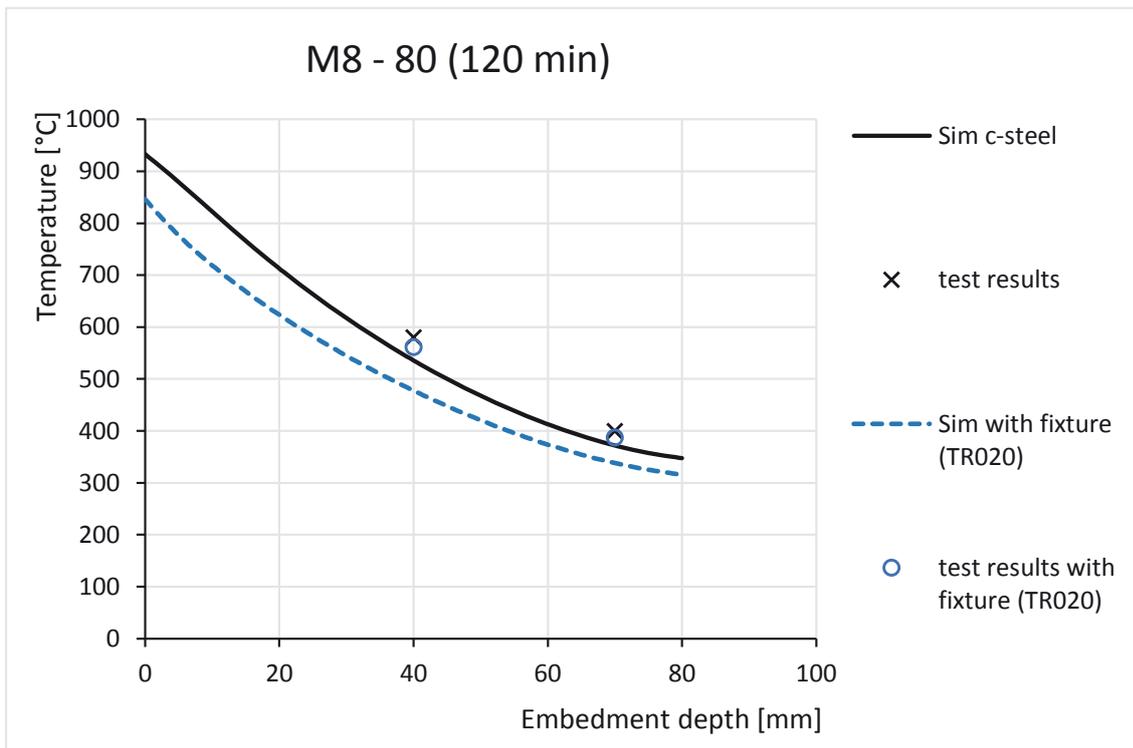


Abbildung 11-4: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 405 / 501 und Simulationsergebnissen nach 90 min

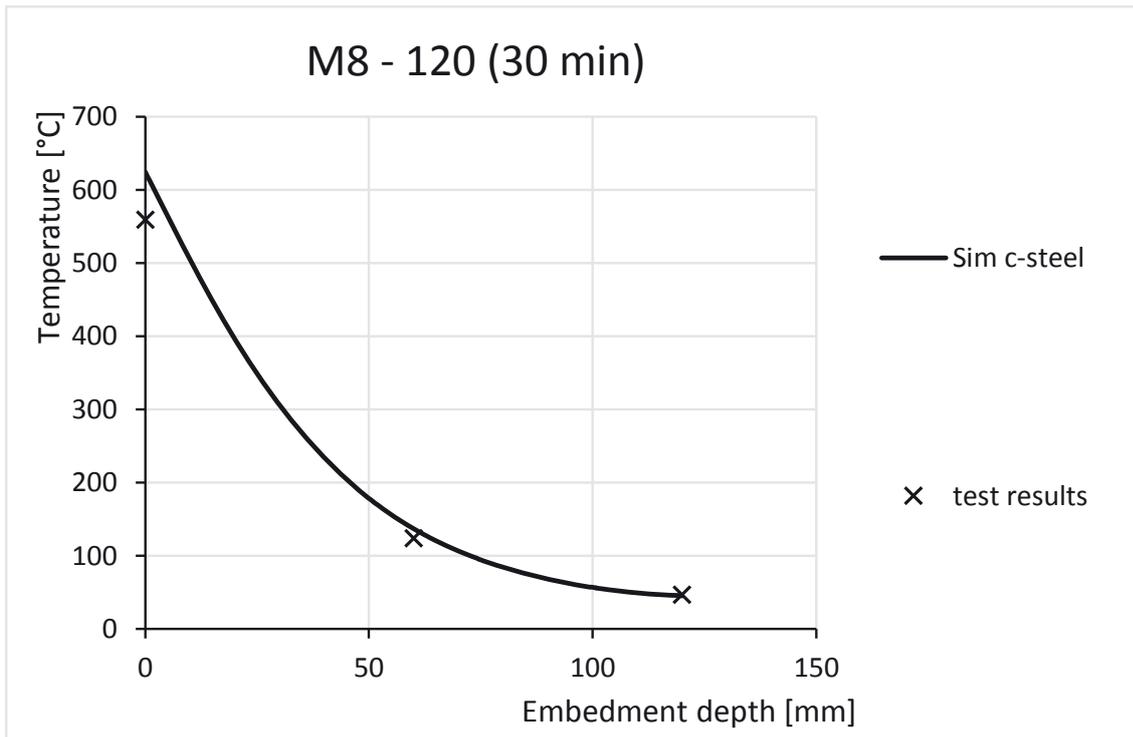


Abbildung 11-5: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 101 und Simulationsergebnissen nach 30 min

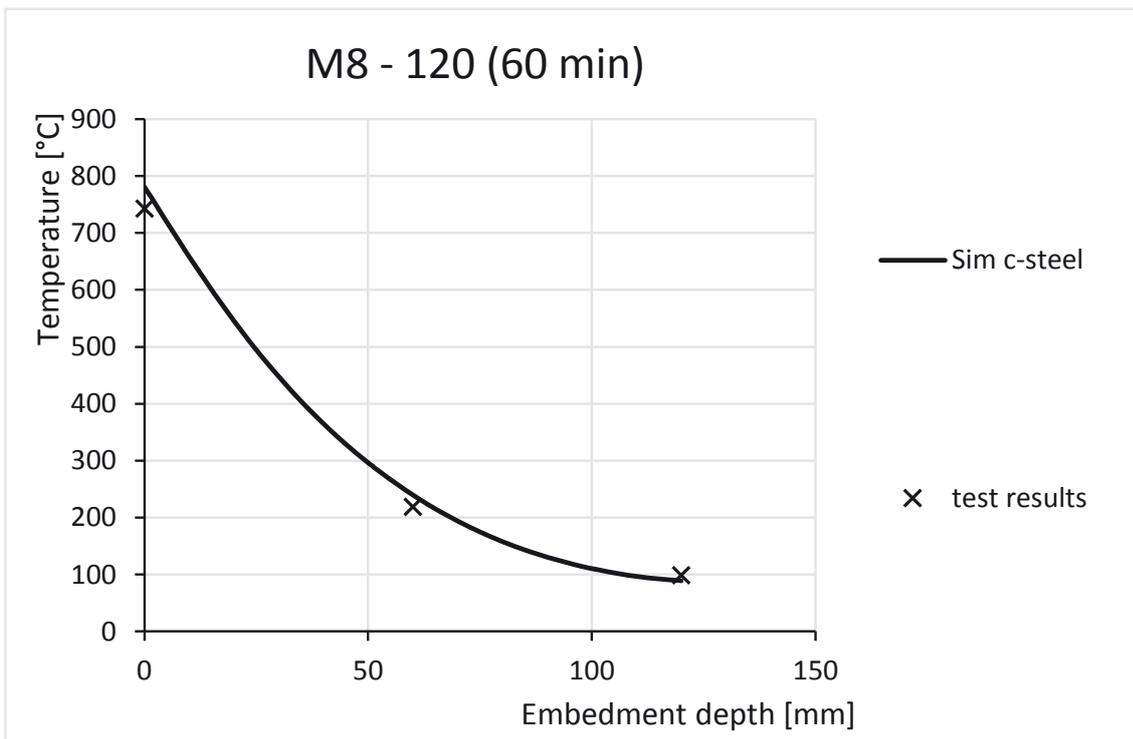


Abbildung 11-6: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 101 und Simulationsergebnissen nach 60 min

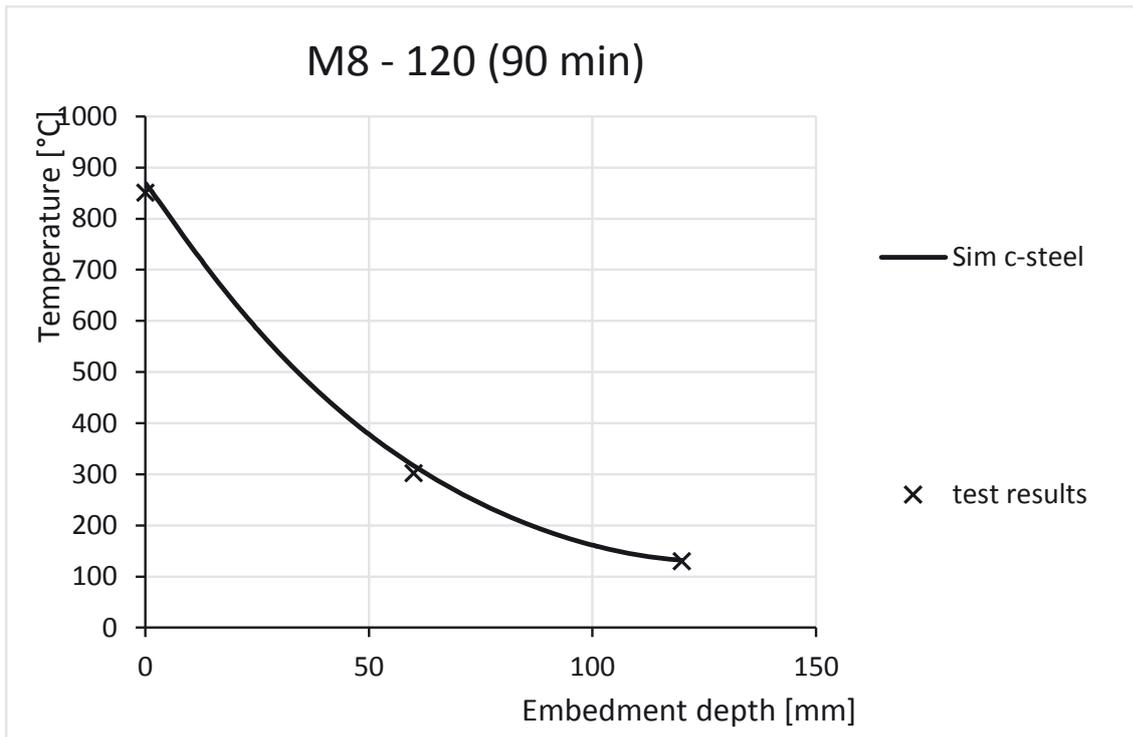


Abbildung 11-7: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 101 und Simulationsergebnissen nach 90 min

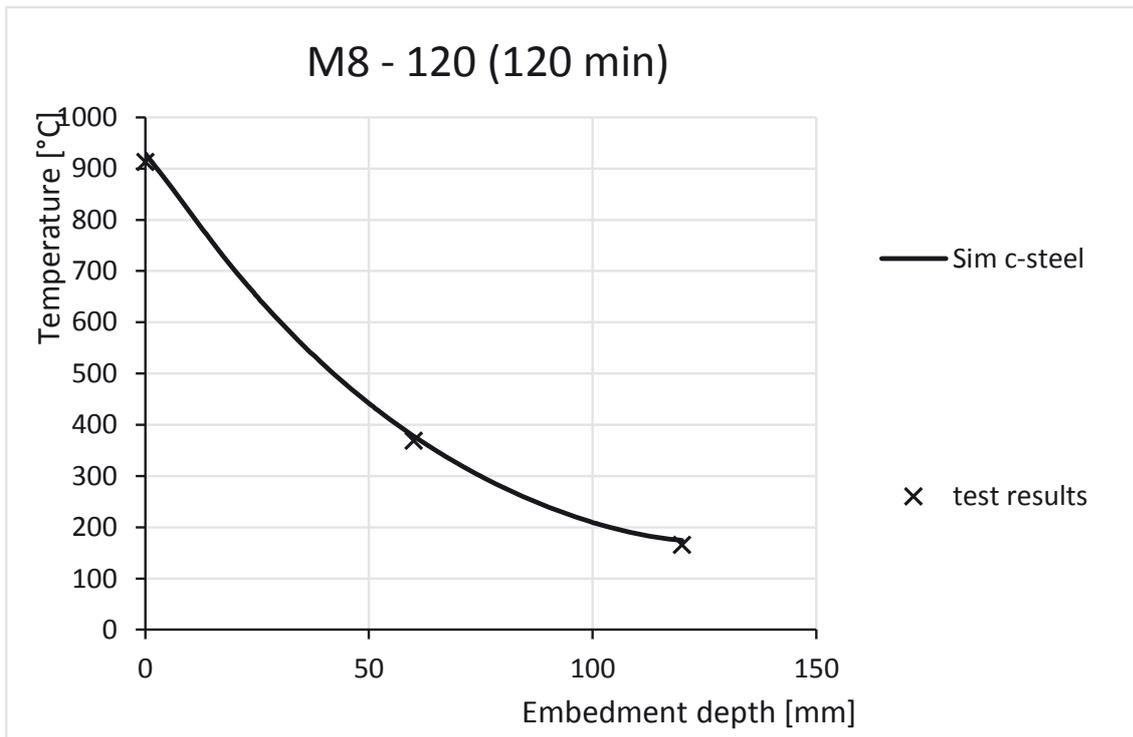


Abbildung 11-8: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 101 und Simulationsergebnissen nach 120 min

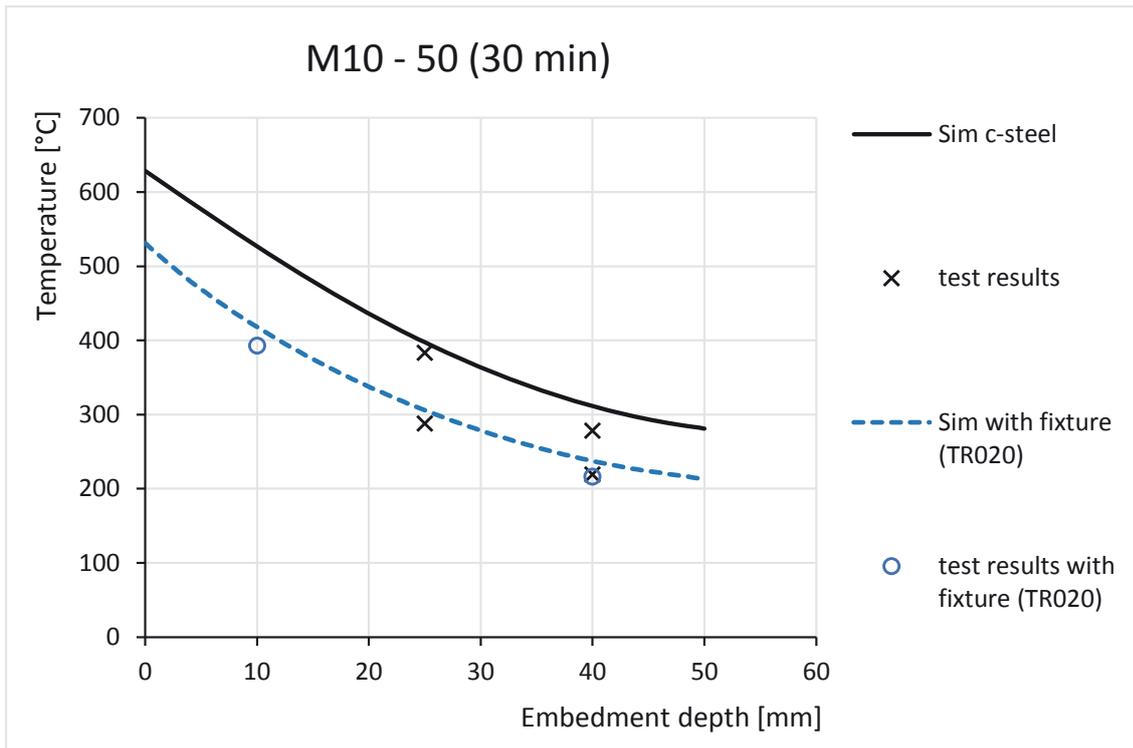


Abbildung 11-9: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 401 / 409 / 505 und Simulationsergebnissen nach 30 min

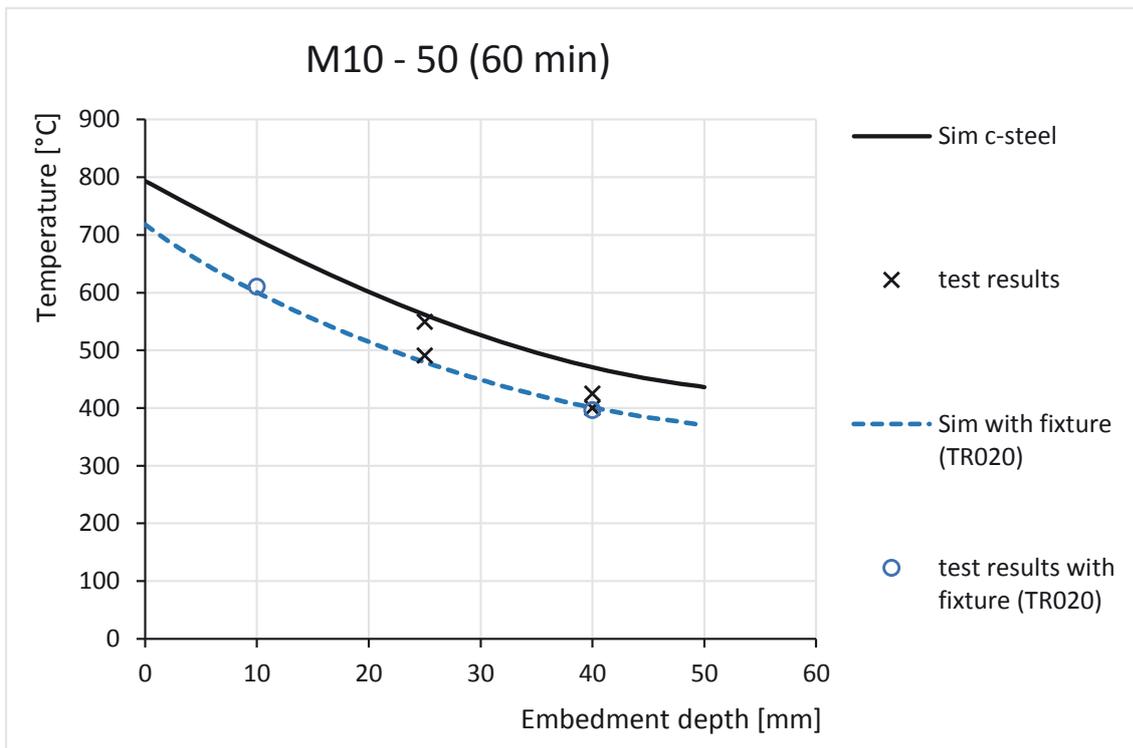


Abbildung 11-10: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 401 / 409 / 505 und Simulationsergebnissen nach 60 min

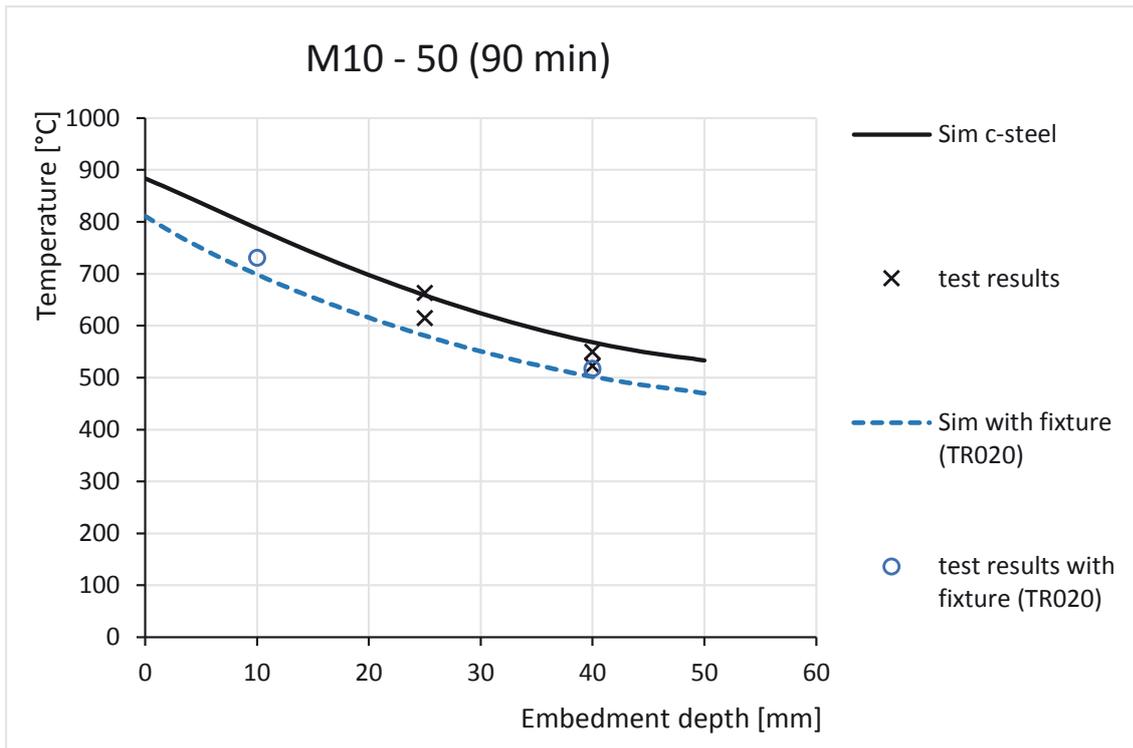


Abbildung 11-11: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 401 / 409 / 505 und Simulationsergebnissen nach 90 min

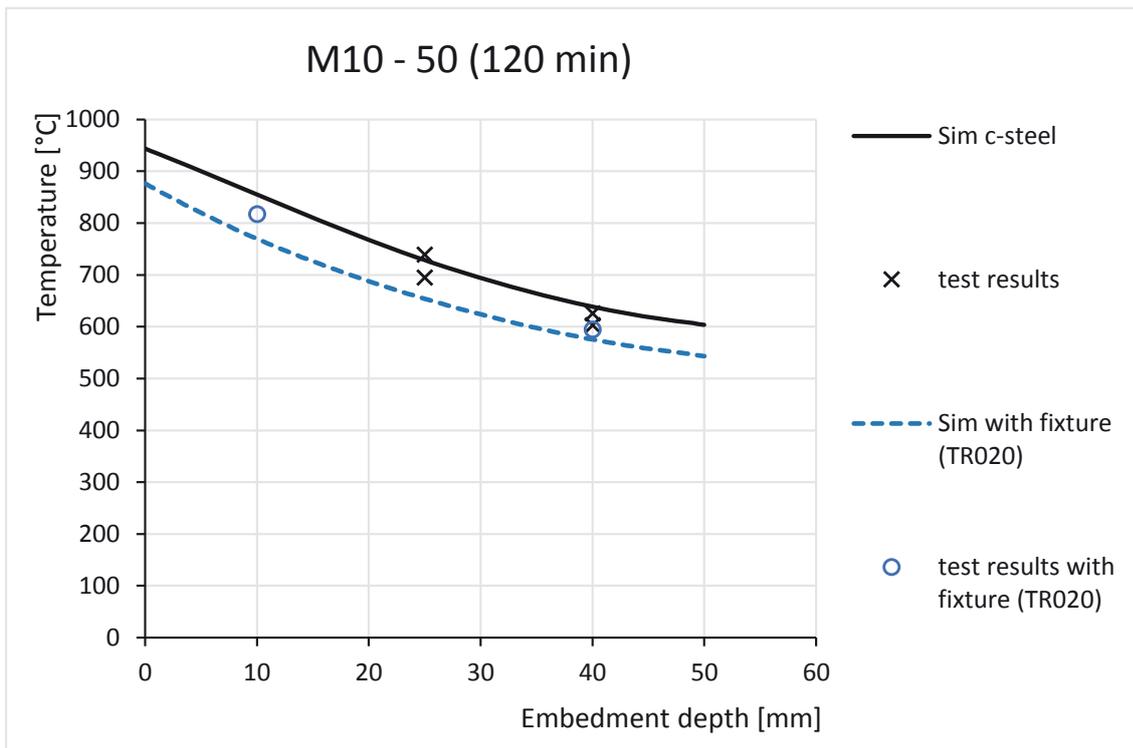


Abbildung 11-12: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 401 / 409 / 505 und Simulationsergebnissen nach 120 min

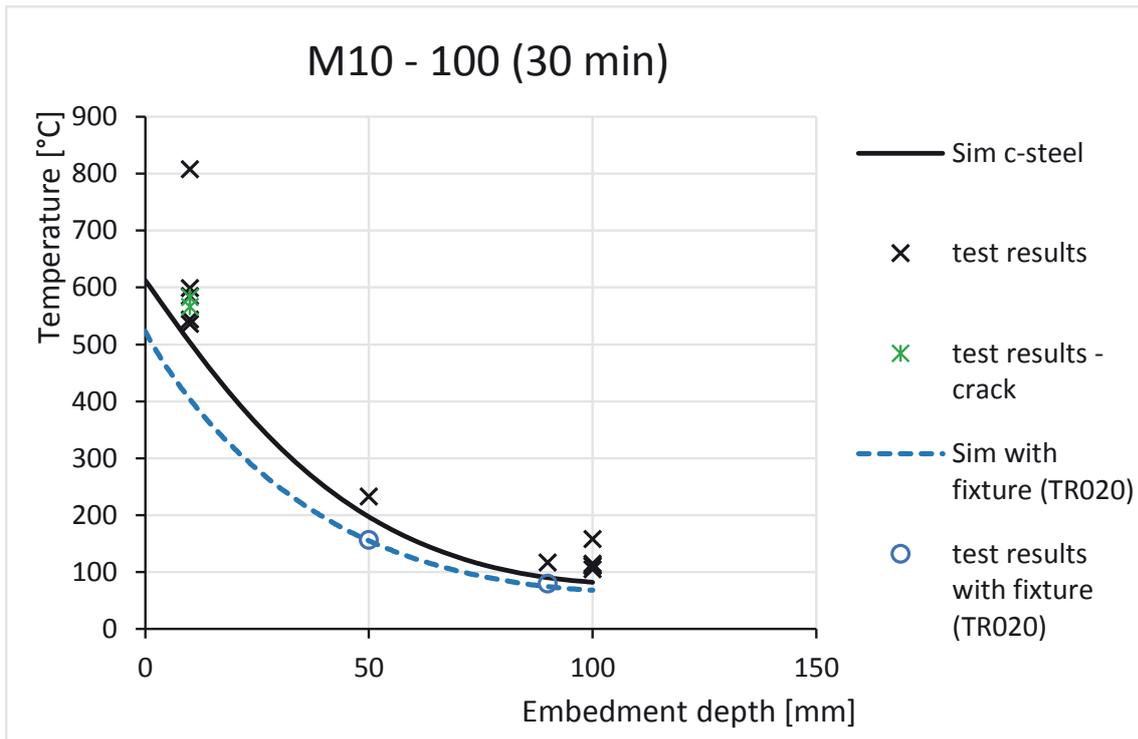


Abbildung 11-13: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 201 bis 207 und 406 / 502 und Simulationsergebnissen nach 30 min

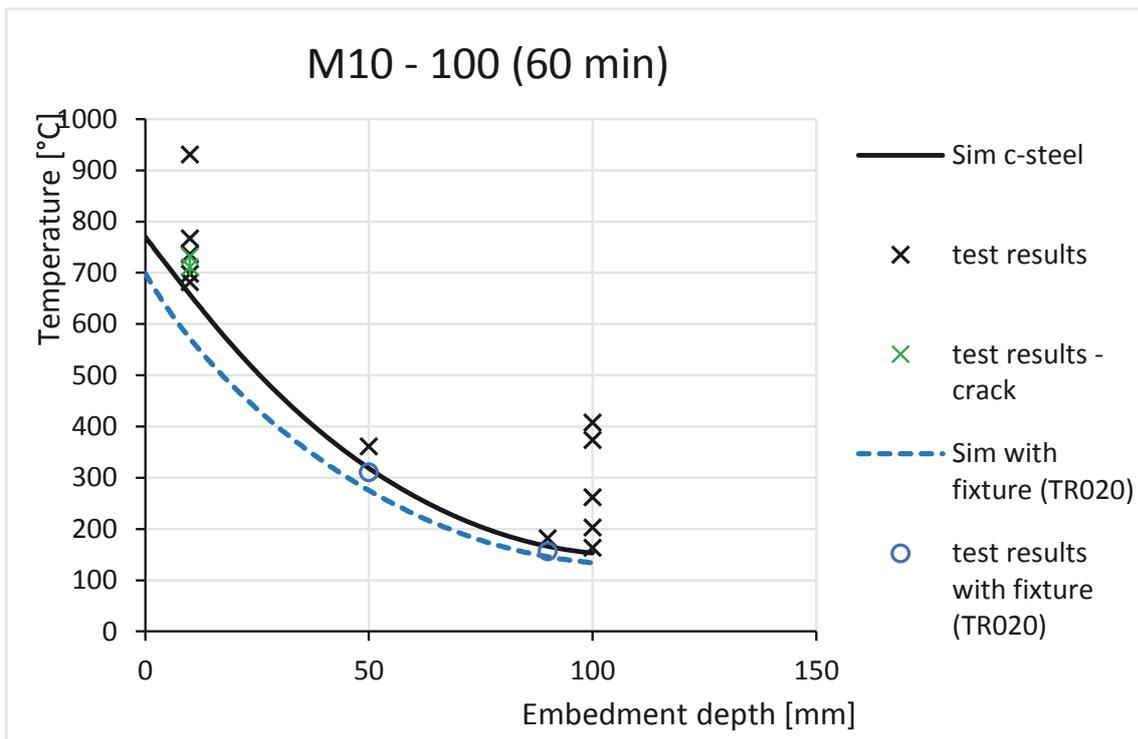


Abbildung 11-14: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 201 bis 207 und 406 / 502 und Simulationsergebnissen nach 60 min

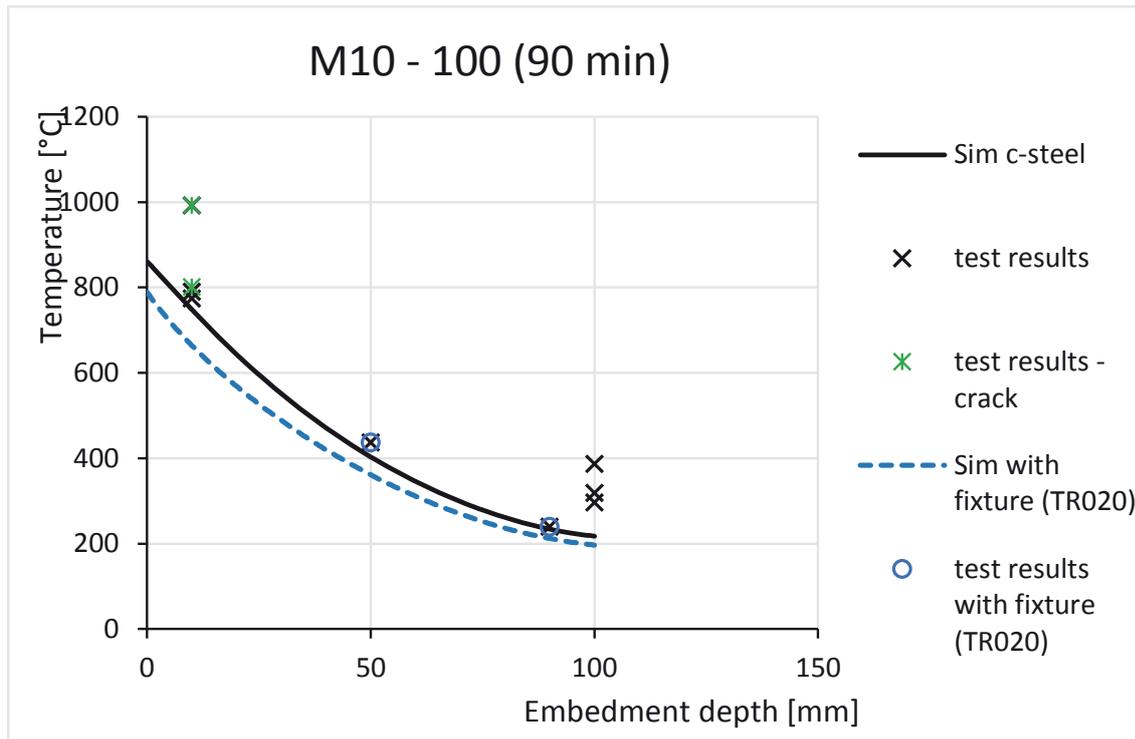


Abbildung 11-15: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 201 bis 207 und 406 / 502 und Simulationsergebnissen nach 90 min

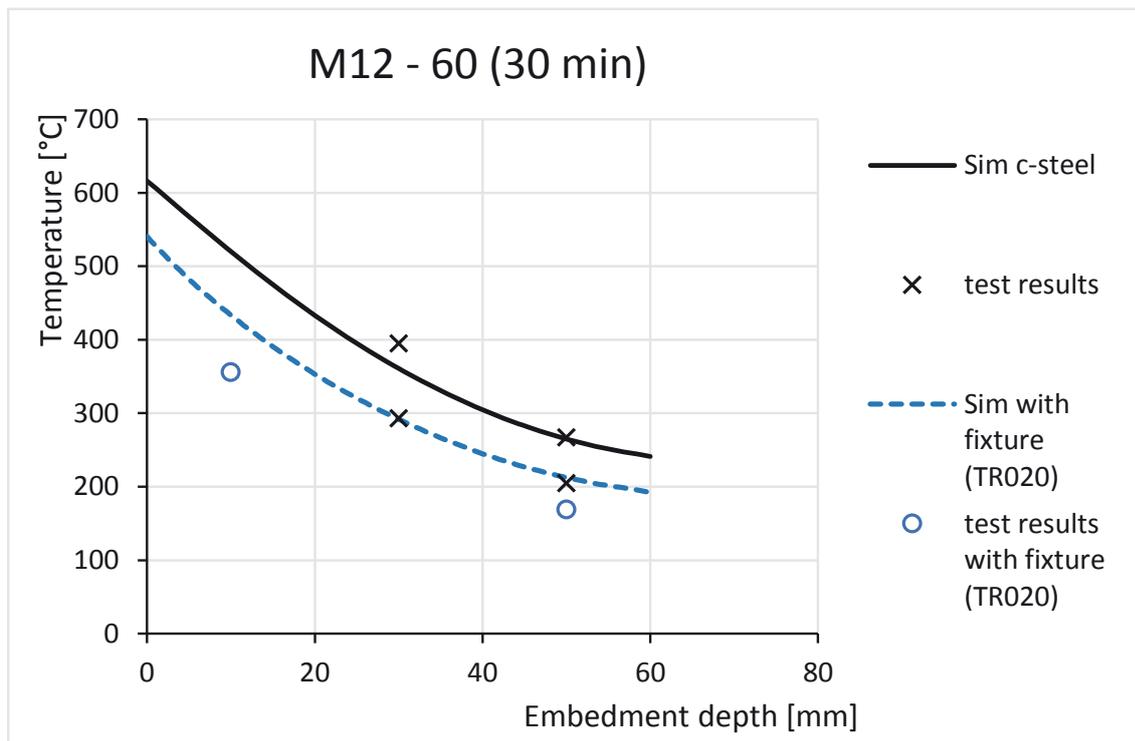


Abbildung 11-16: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 30 min

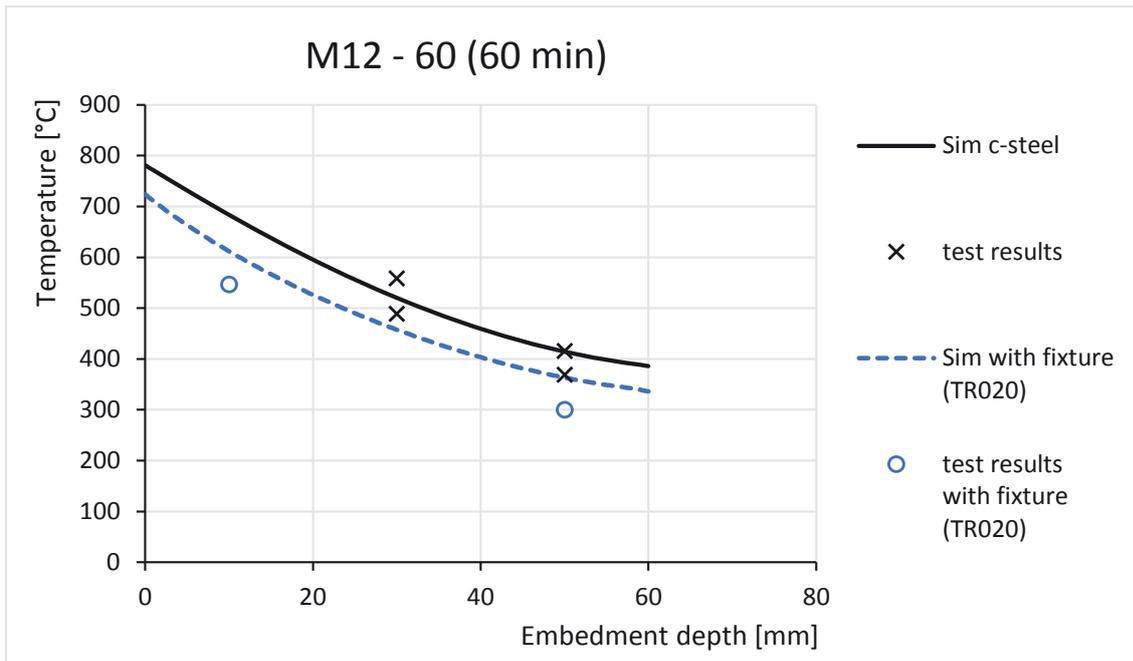


Abbildung 11-17: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 60 min

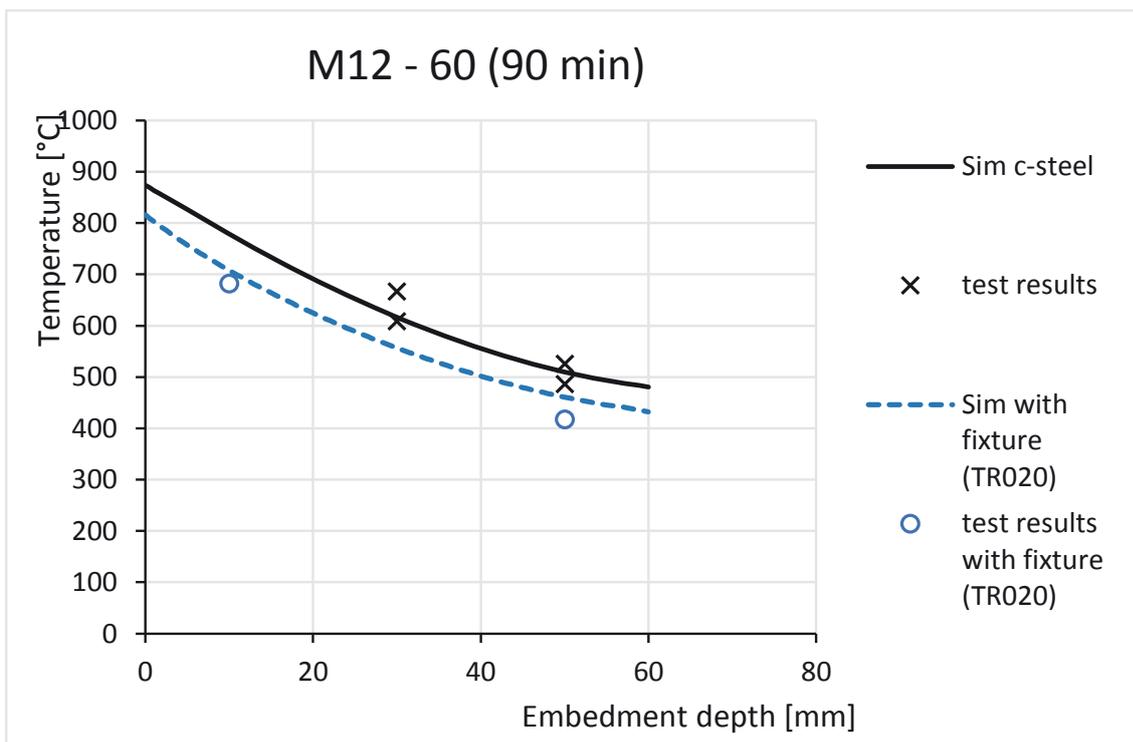


Abbildung 11-18: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 90 min

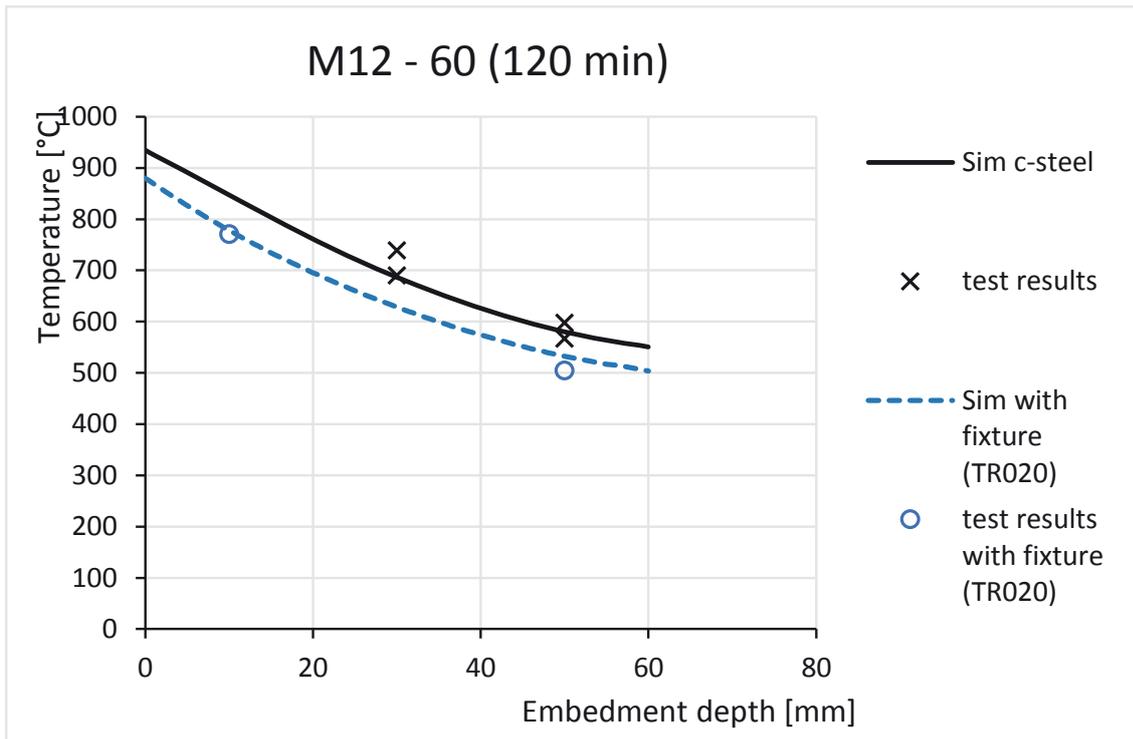


Abbildung 11-19: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 402 / 410 / 506 und Simulationsergebnissen nach 120 min

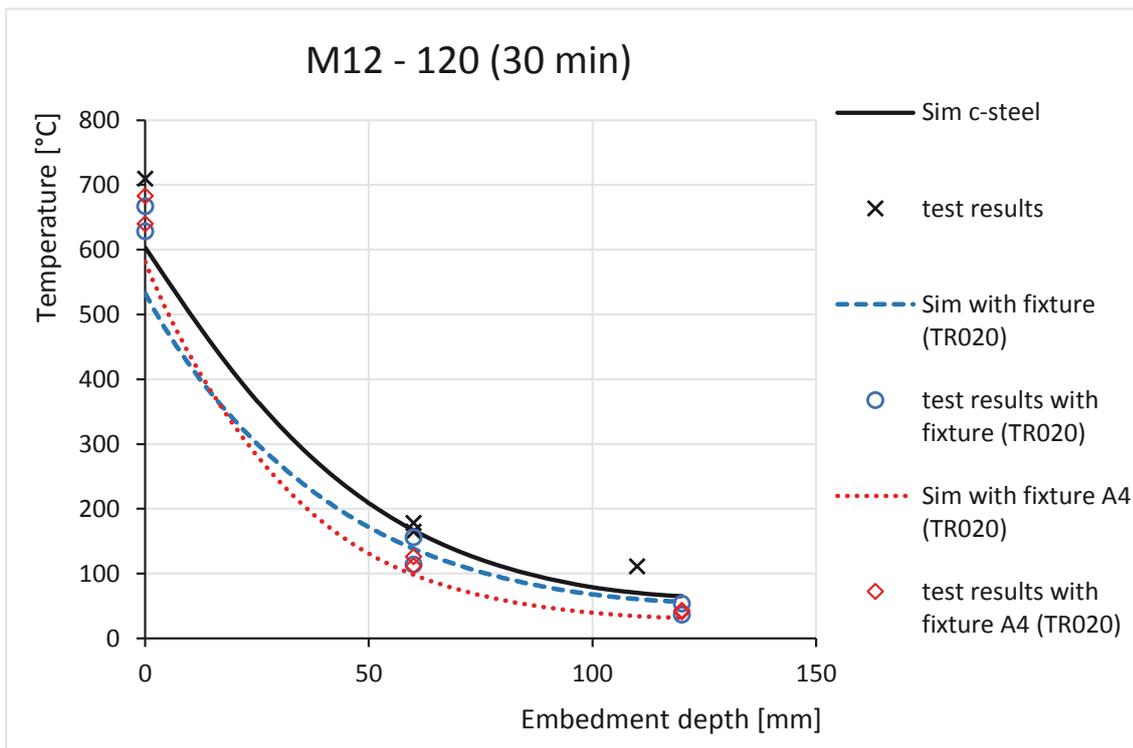


Abbildung 11-20: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 301 bis 309 und 407 / 503 und Simulationsergebnissen nach 30 min

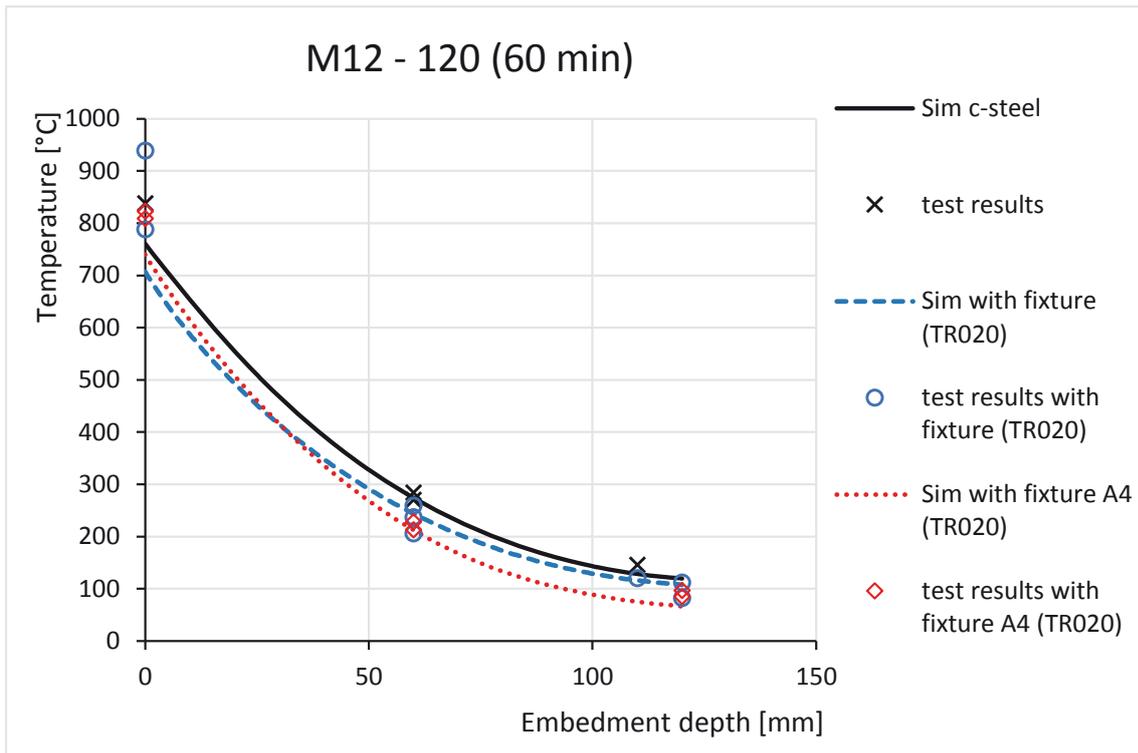


Abbildung 11-21: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 301 bis 309 und 407 / 503 und Simulationsergebnissen nach 60 min

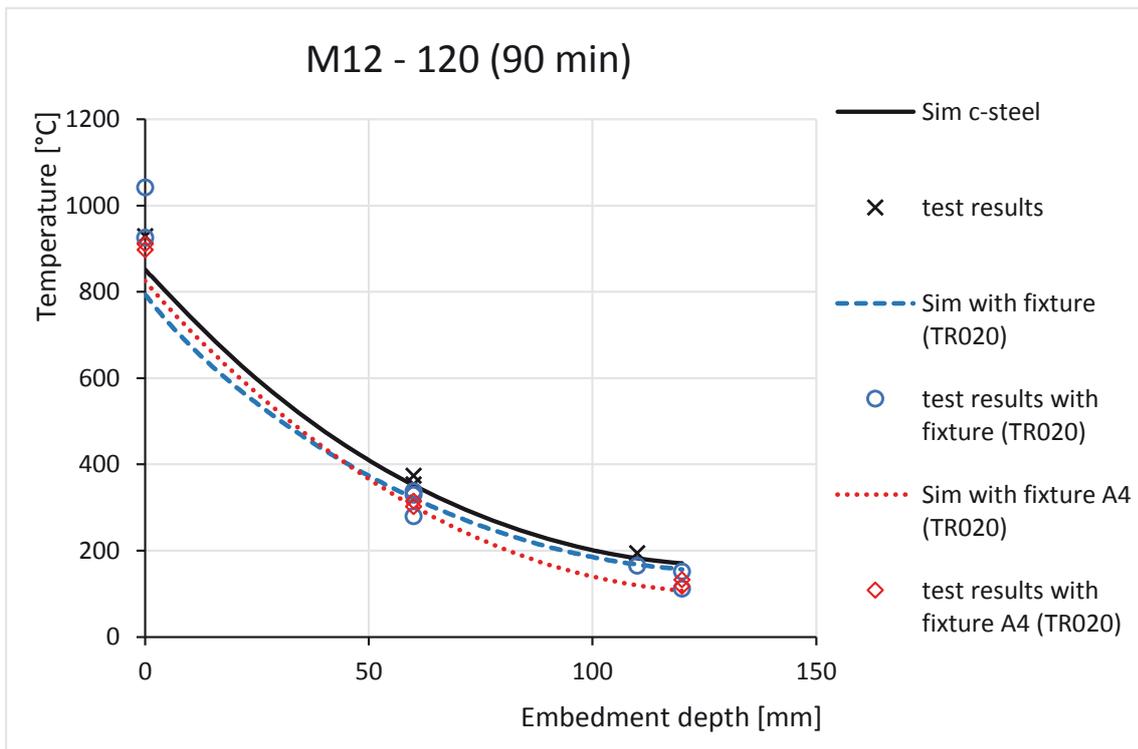


Abbildung 11-22: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 301 bis 309 und 407 / 503 und Simulationsergebnissen nach 90 min

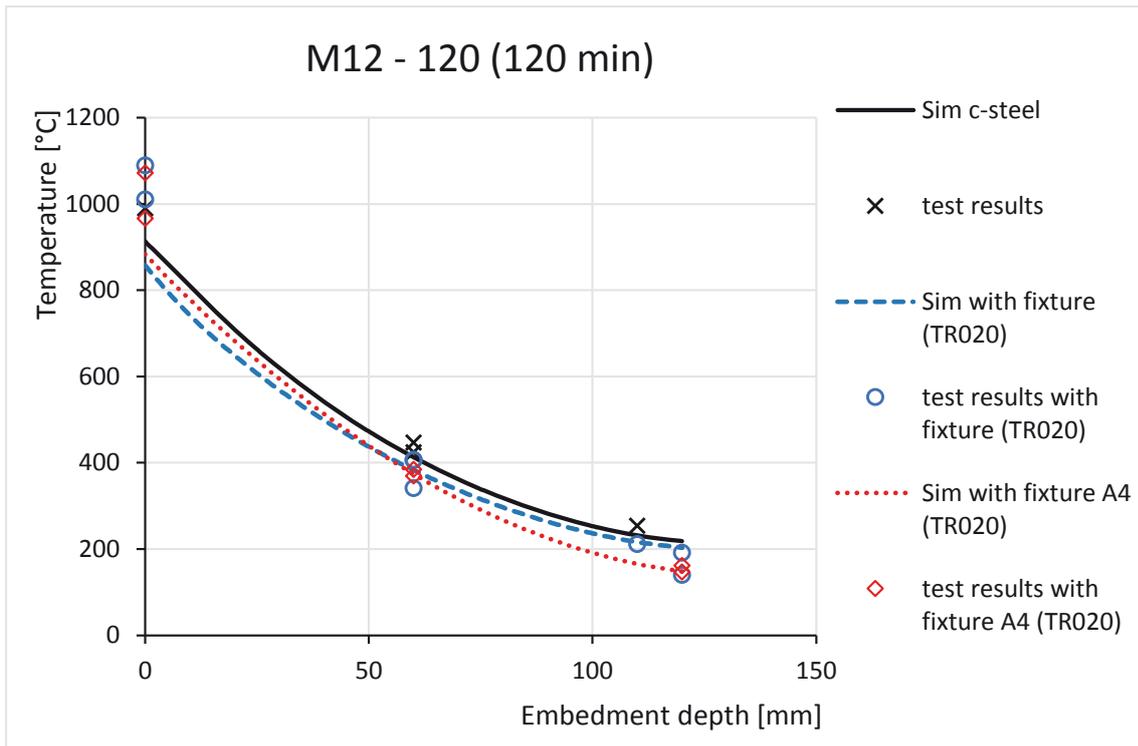


Abbildung 11-23: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 301 bis 309 und 407 / 503 und Simulationsergebnissen nach 120 min

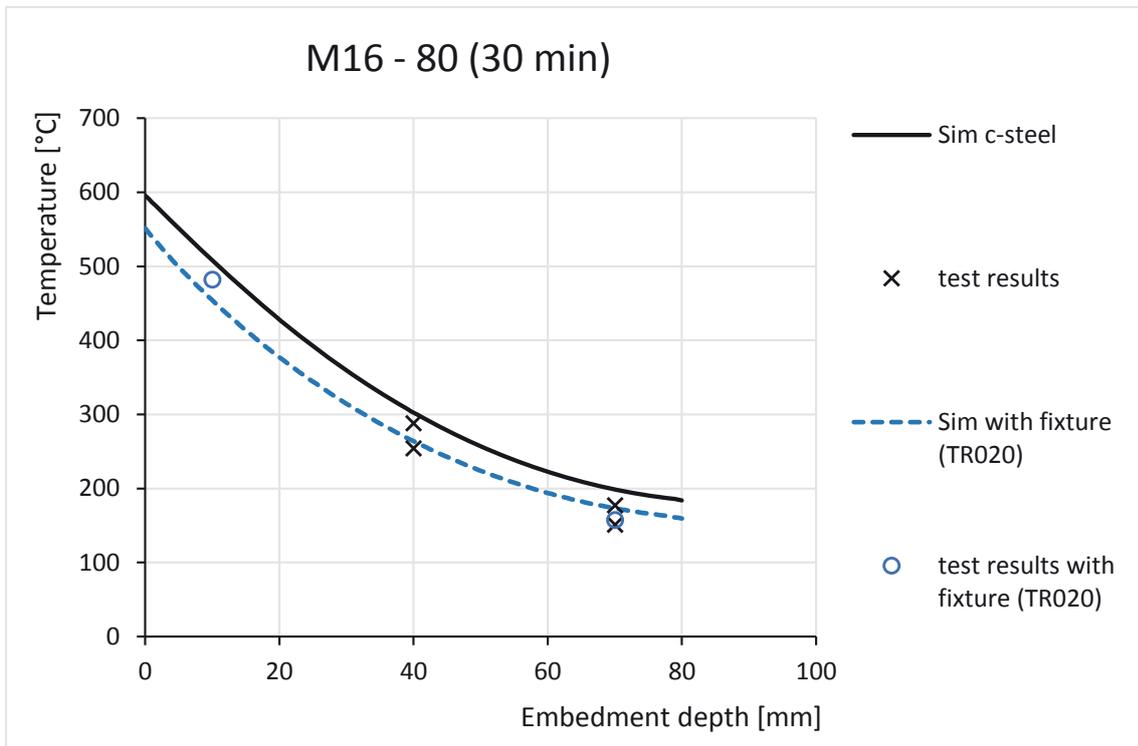


Abbildung 11-24: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 403 / 411 / 507 und Simulationsergebnissen nach 30 min

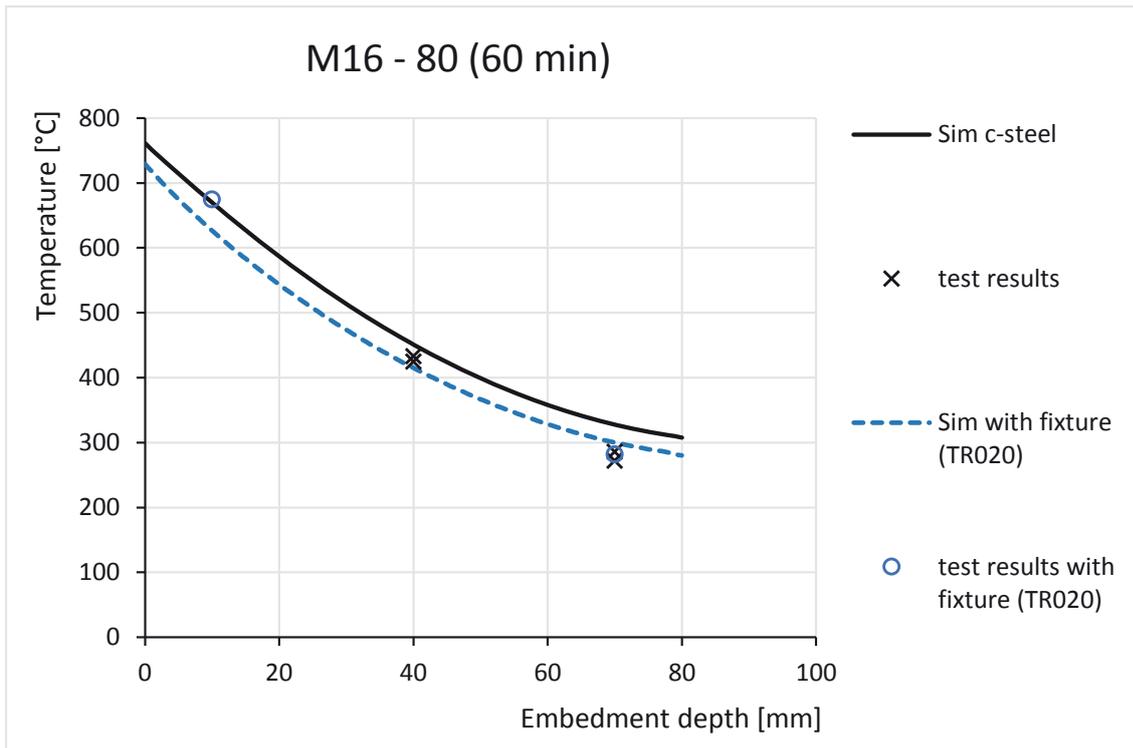


Abbildung 11-25: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 403 / 411 / 507 und Simulationsergebnissen nach 60 min

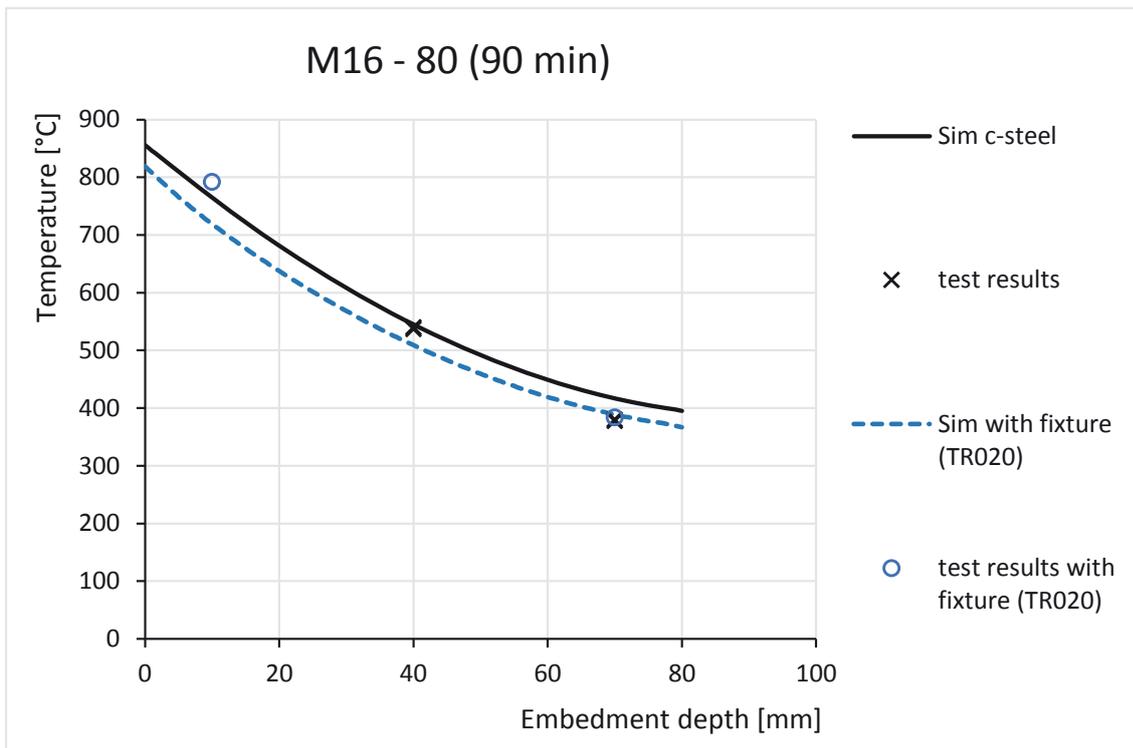


Abbildung 11-26: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 403 / 411 / 507 und Simulationsergebnissen nach 90 min

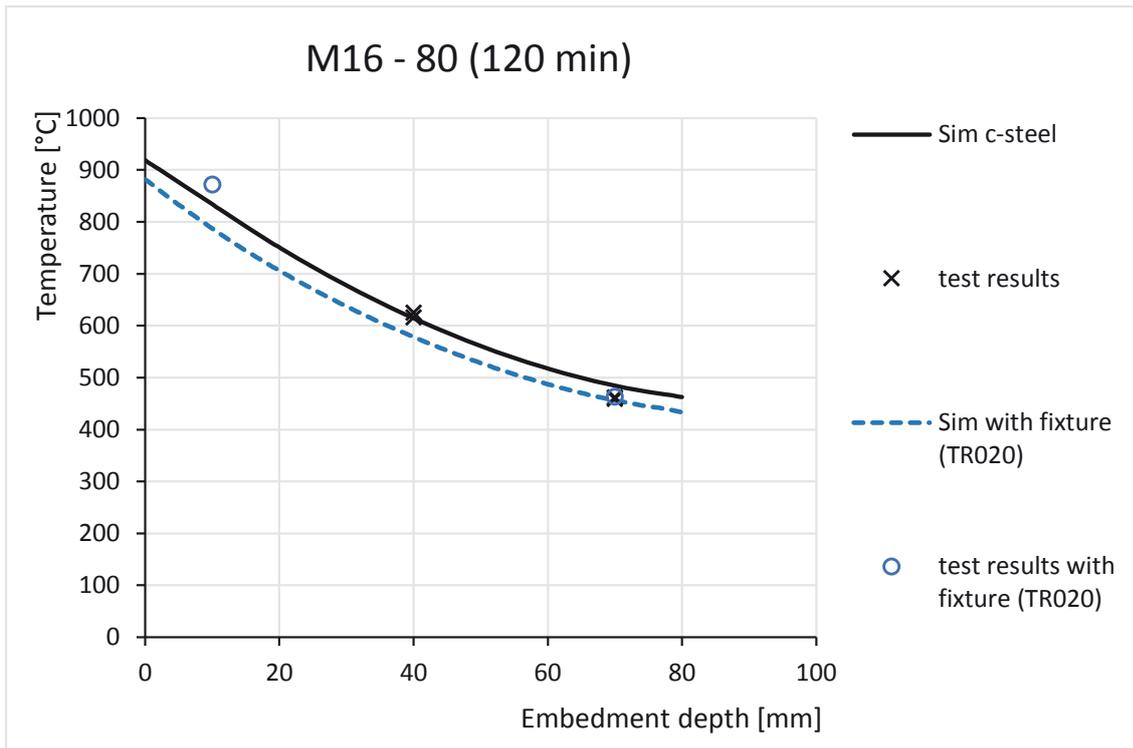


Abbildung 11-27: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 403 / 411 / 507 und Simulationsergebnissen nach 120 min

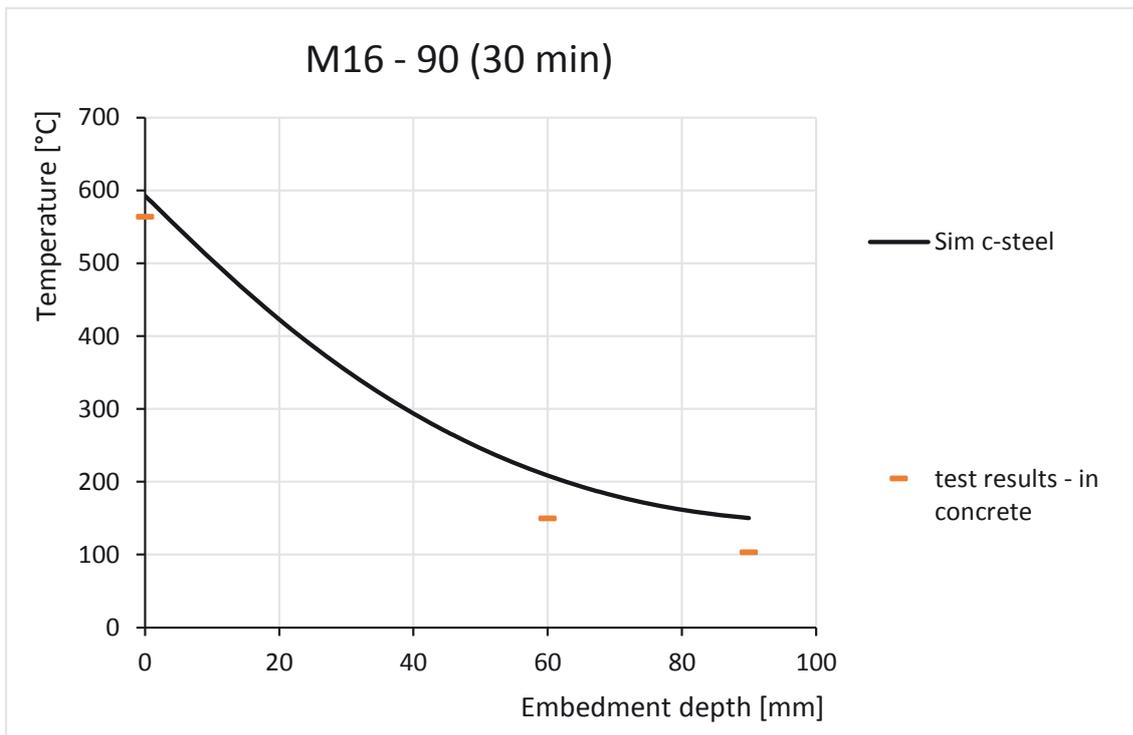


Abbildung 11-28: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 103 und Simulationsergebnissen nach 30 min

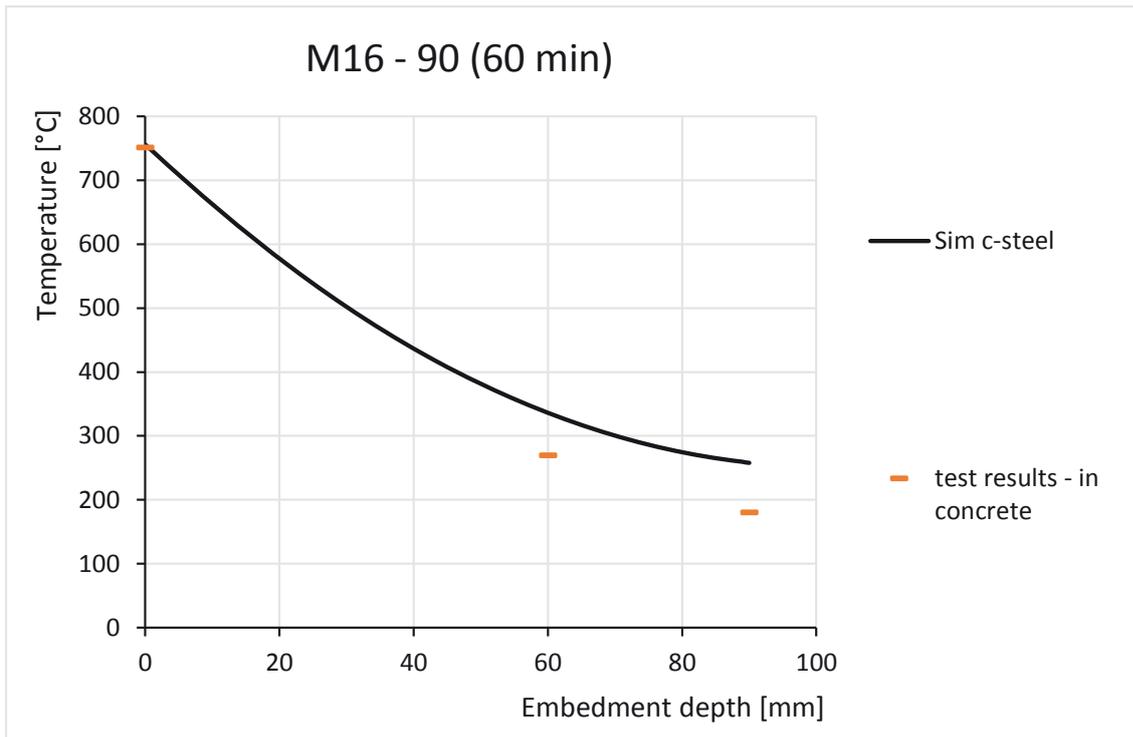


Abbildung 11-29: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 103 und Simulationsergebnissen nach 60 min

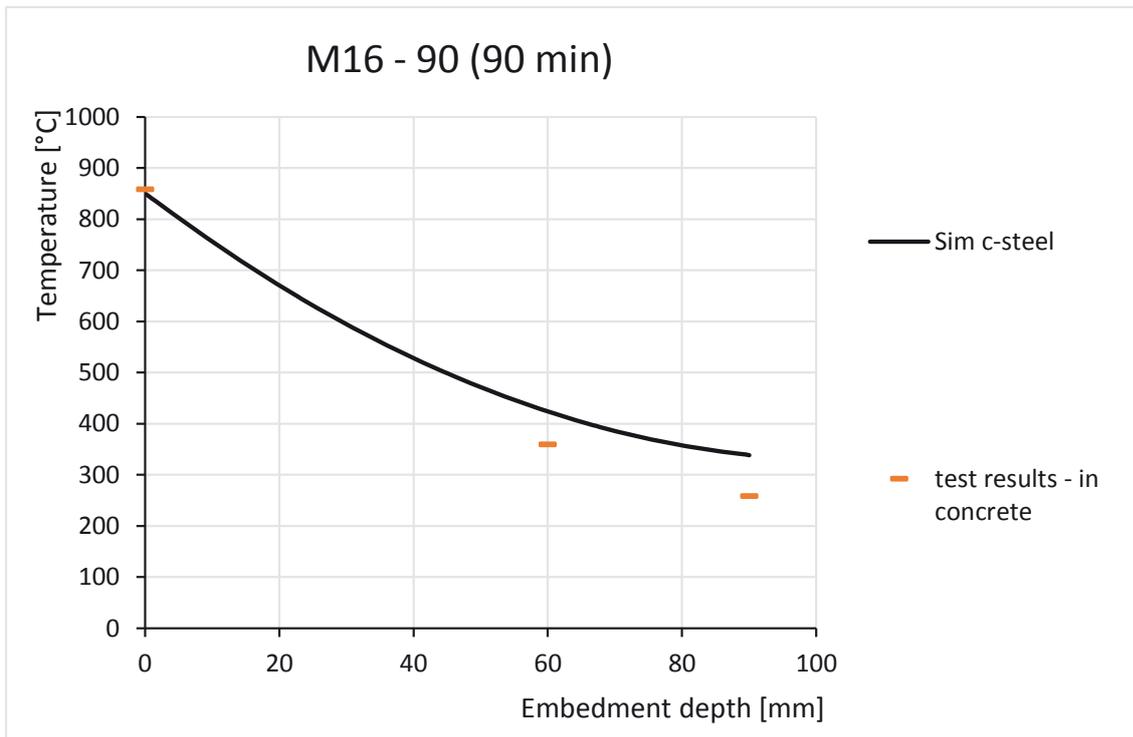


Abbildung 11-30: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 103 und Simulationsergebnissen nach 90 min

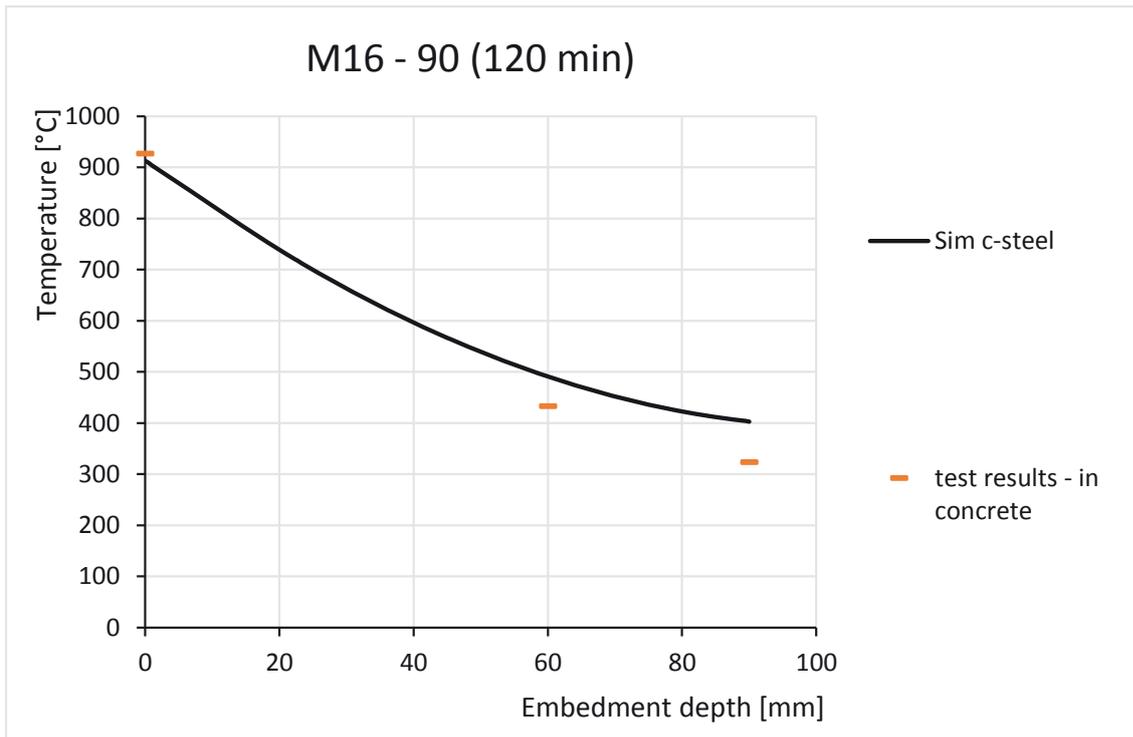


Abbildung 11-31: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 103 und Simulationsergebnissen nach 120 min

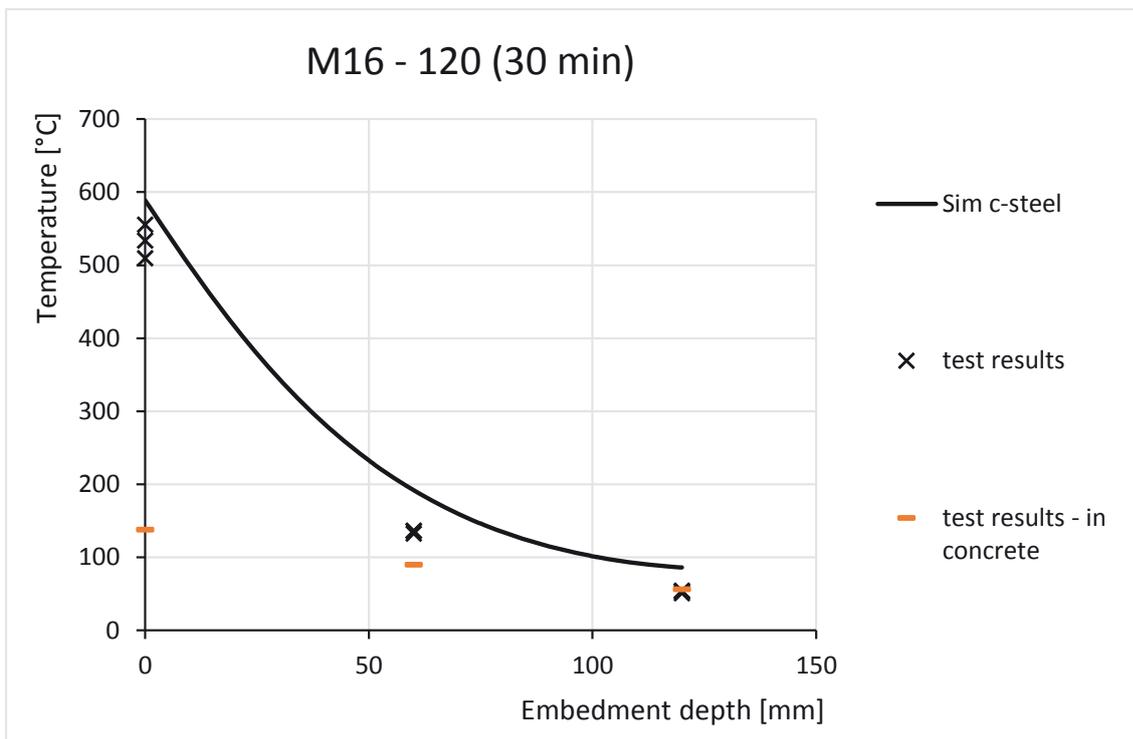


Abbildung 11-32: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 104 bis 107 und Simulationsergebnissen nach 30 min

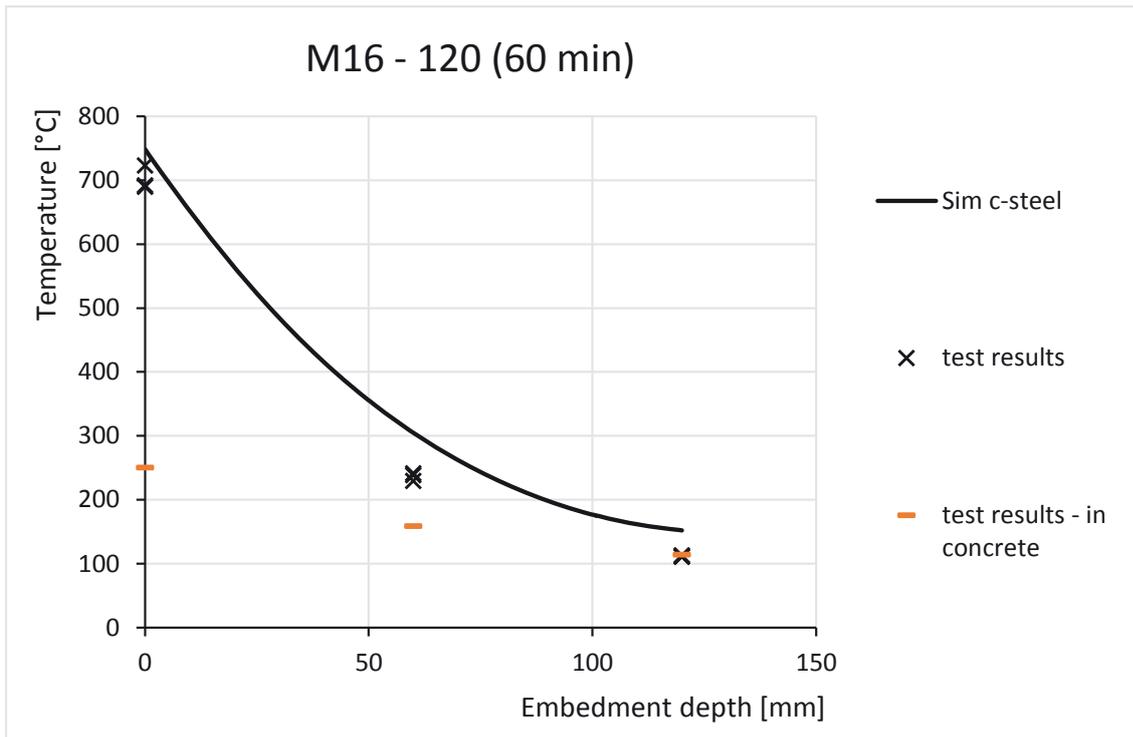


Abbildung 11-33: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 104 bis 107 und Simulationsergebnissen nach 60 min

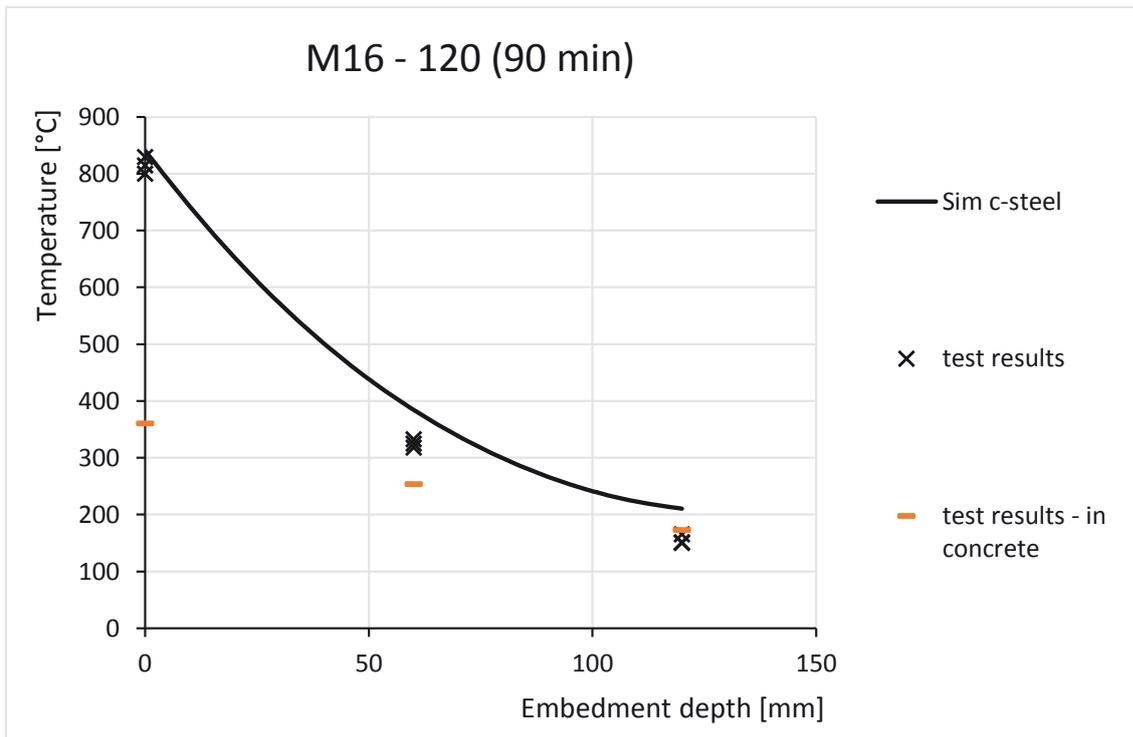


Abbildung 11-34: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 104 bis 107 und Simulationsergebnissen nach 90 min

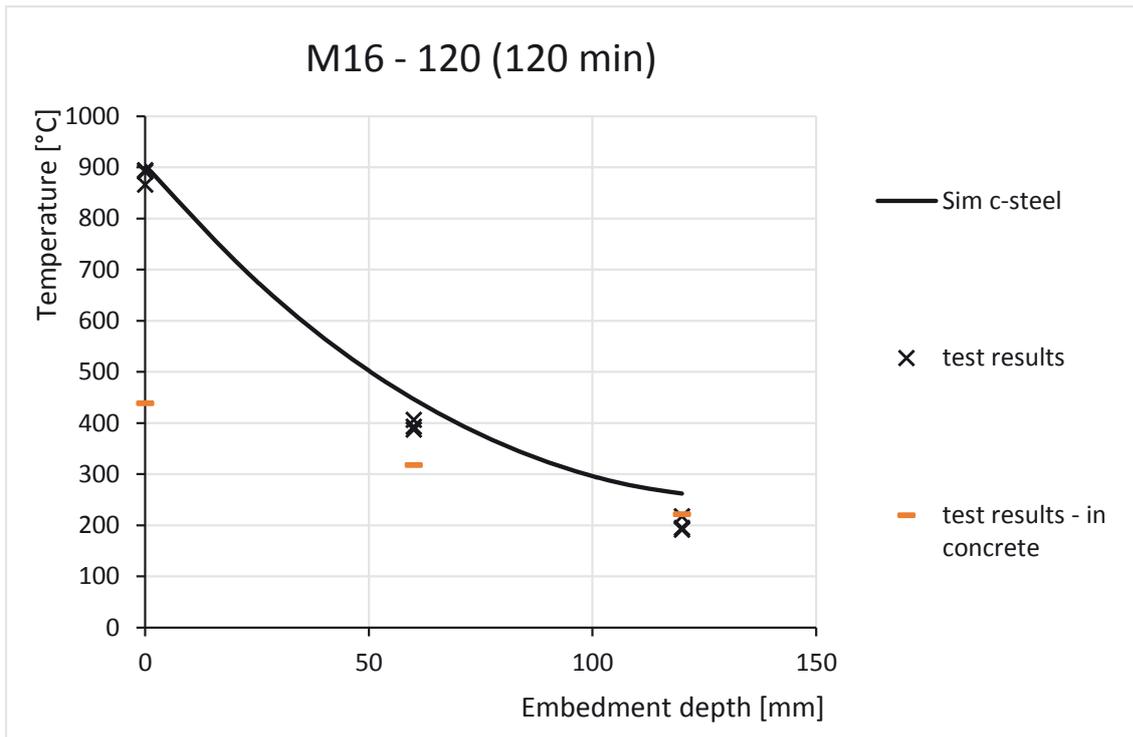


Abbildung 11-35: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 104 bis 107 und Simulationsergebnissen nach 120 min

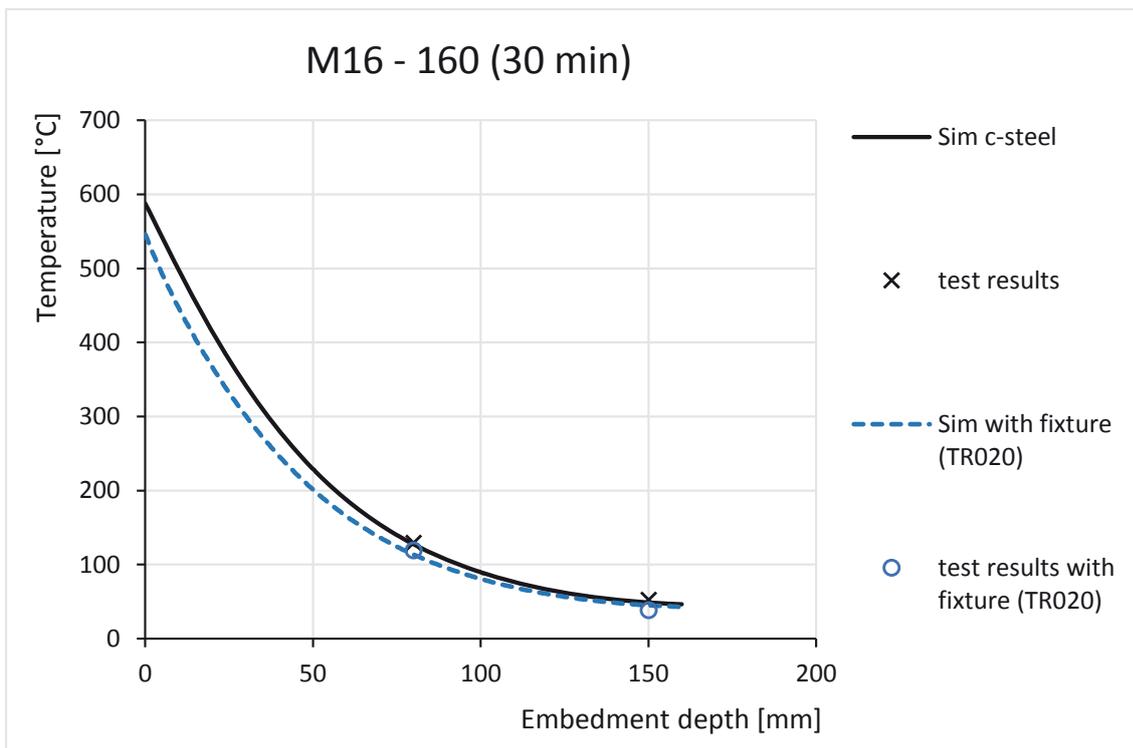


Abbildung 11-36: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 408 / 504 und Simulationsergebnissen nach 30 min

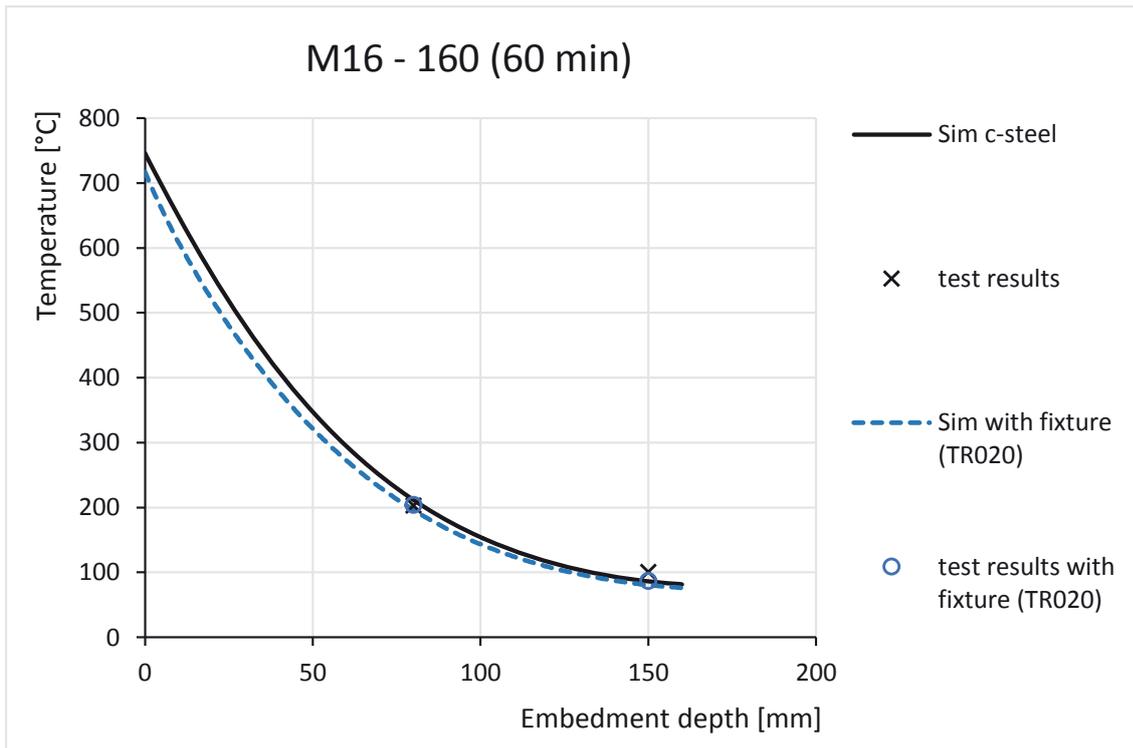


Abbildung 11-37: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 408 / 504 und Simulationsergebnissen nach 60 min

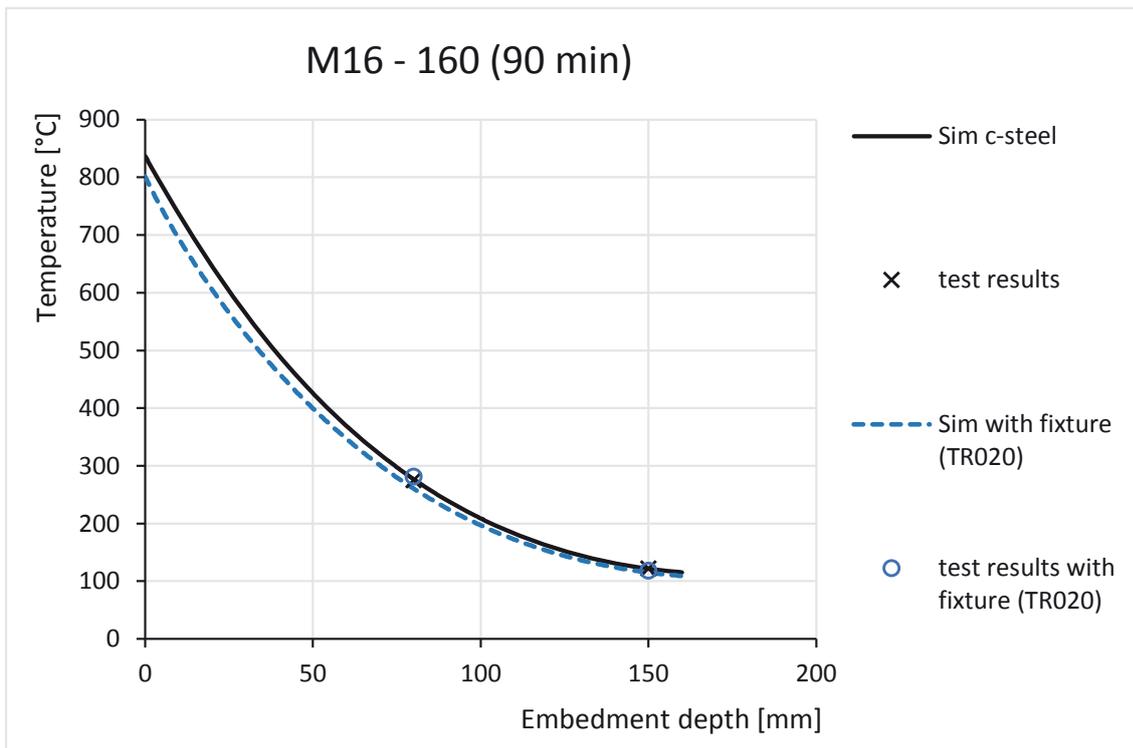


Abbildung 11-38: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 408 / 504 und Simulationsergebnissen nach 90 min

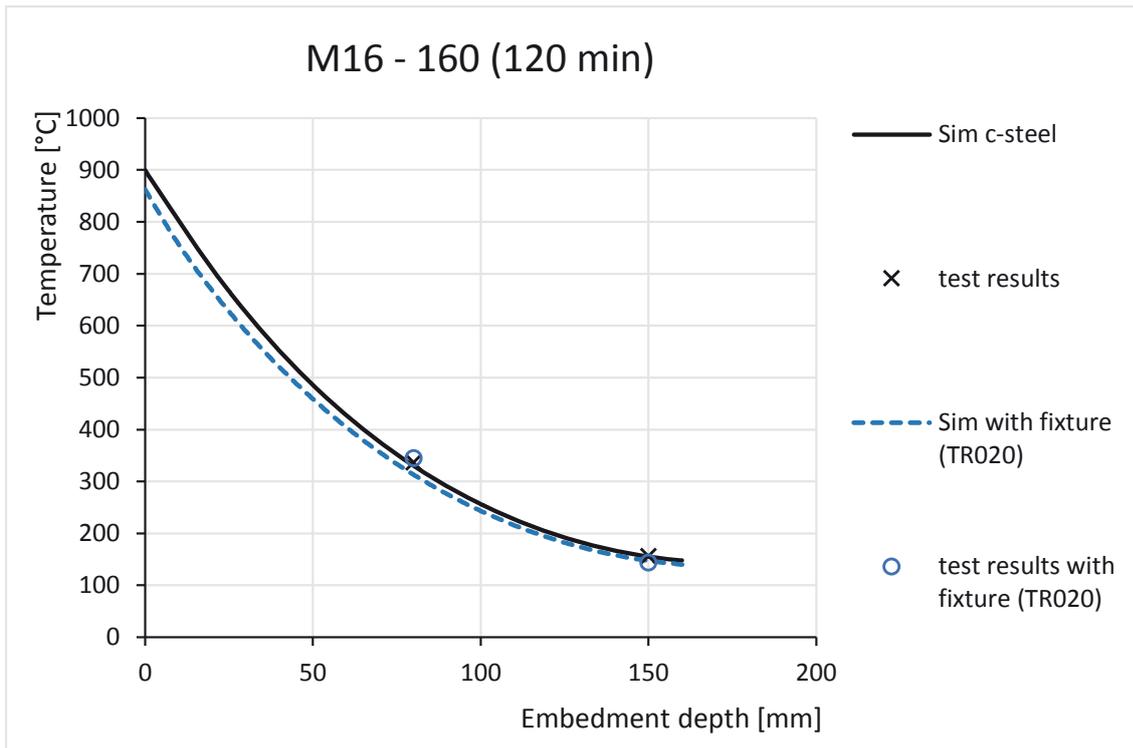


Abbildung 11-39: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 408 / 504 und Simulationsergebnissen nach 120 min

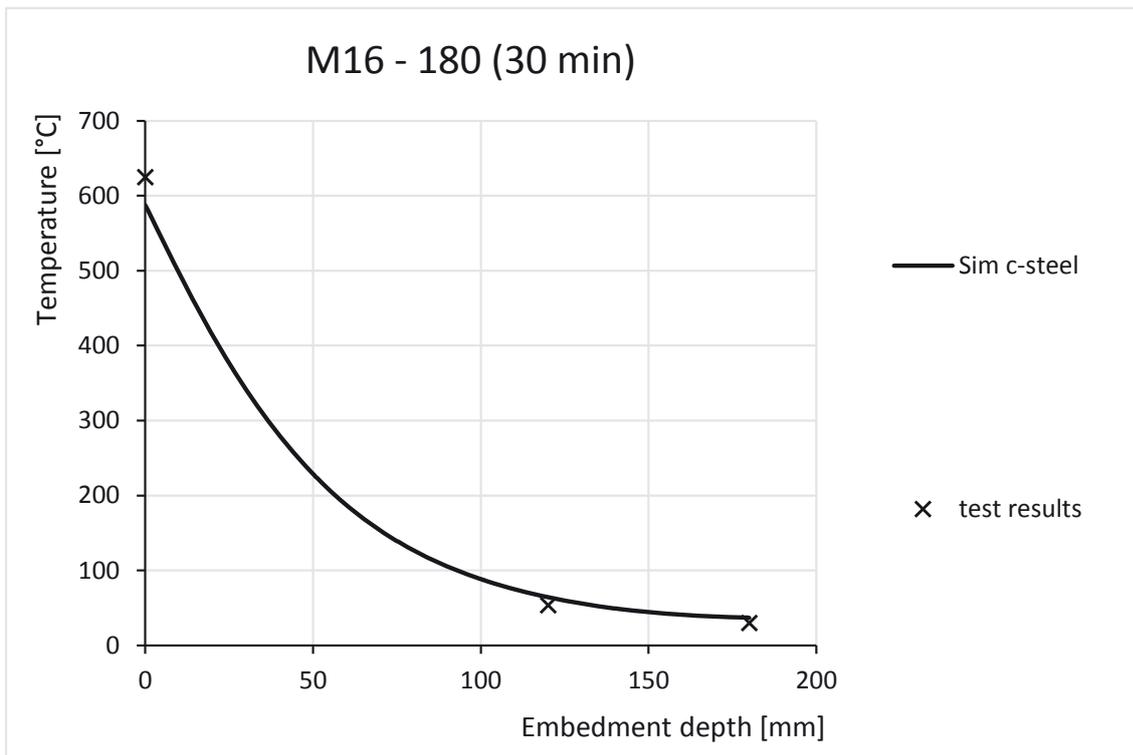


Abbildung 11-40: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 108 und Simulationsergebnissen nach 30 min

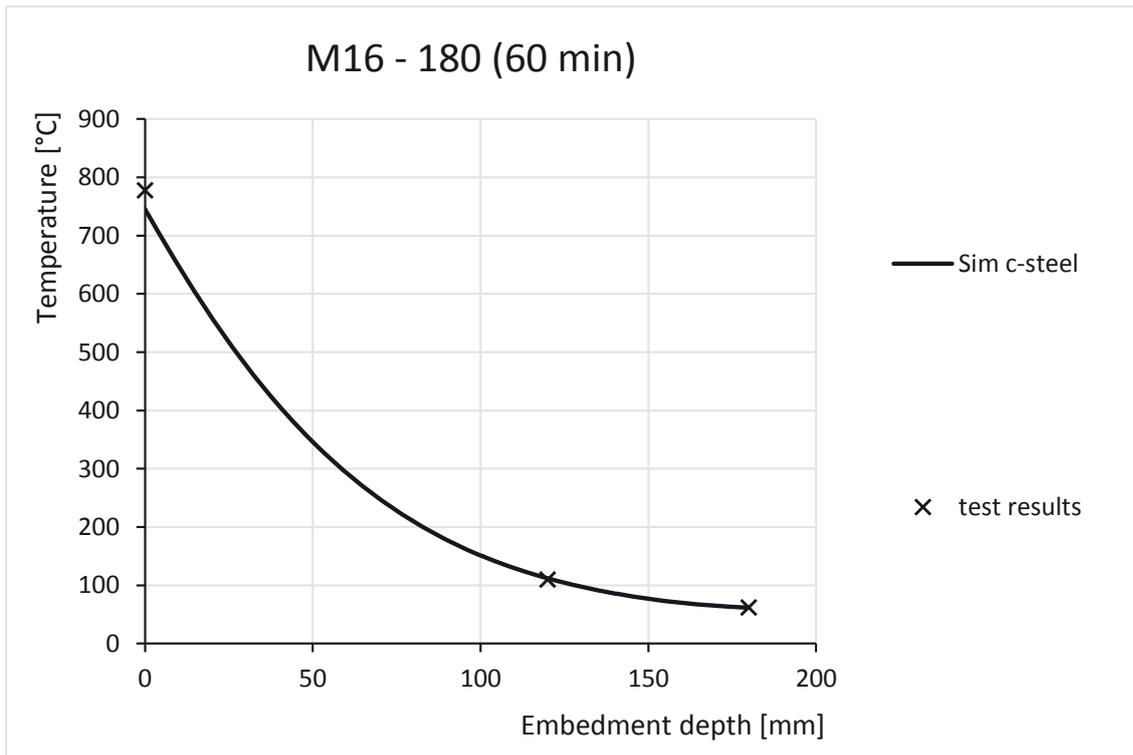


Abbildung 11-41: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 108 und Simulationsergebnissen nach 60 min

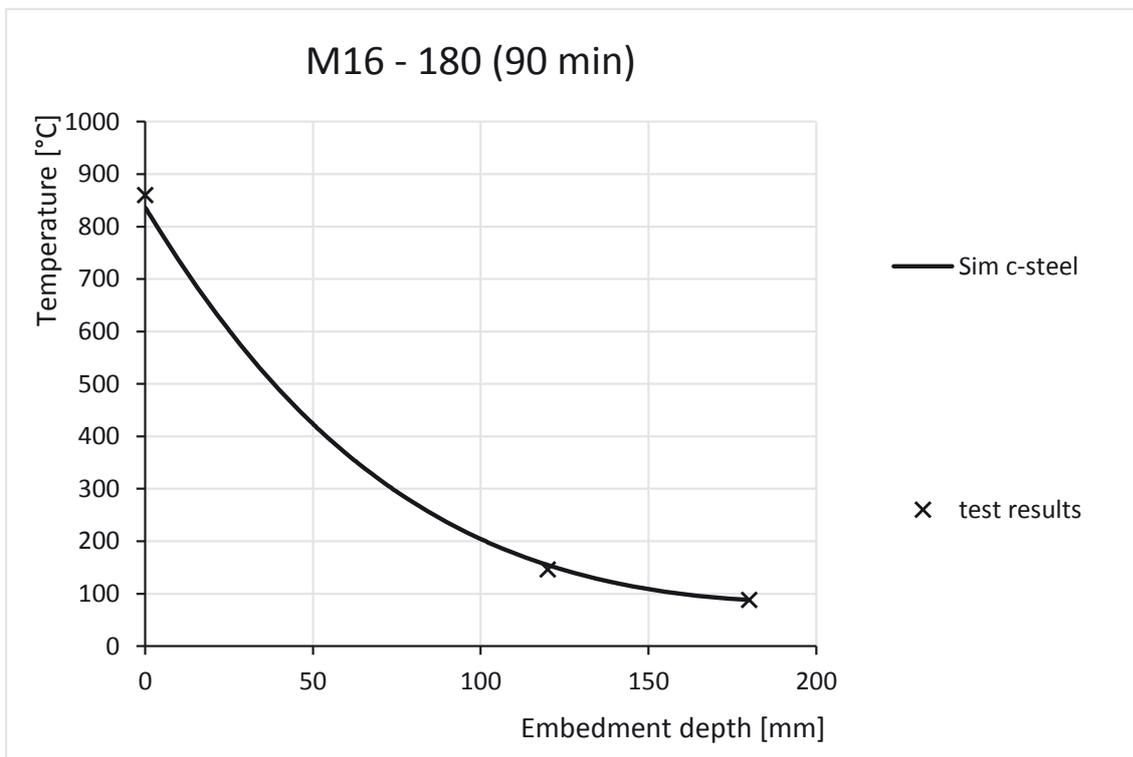


Abbildung 11-42: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 108 und Simulationsergebnissen nach 90 min

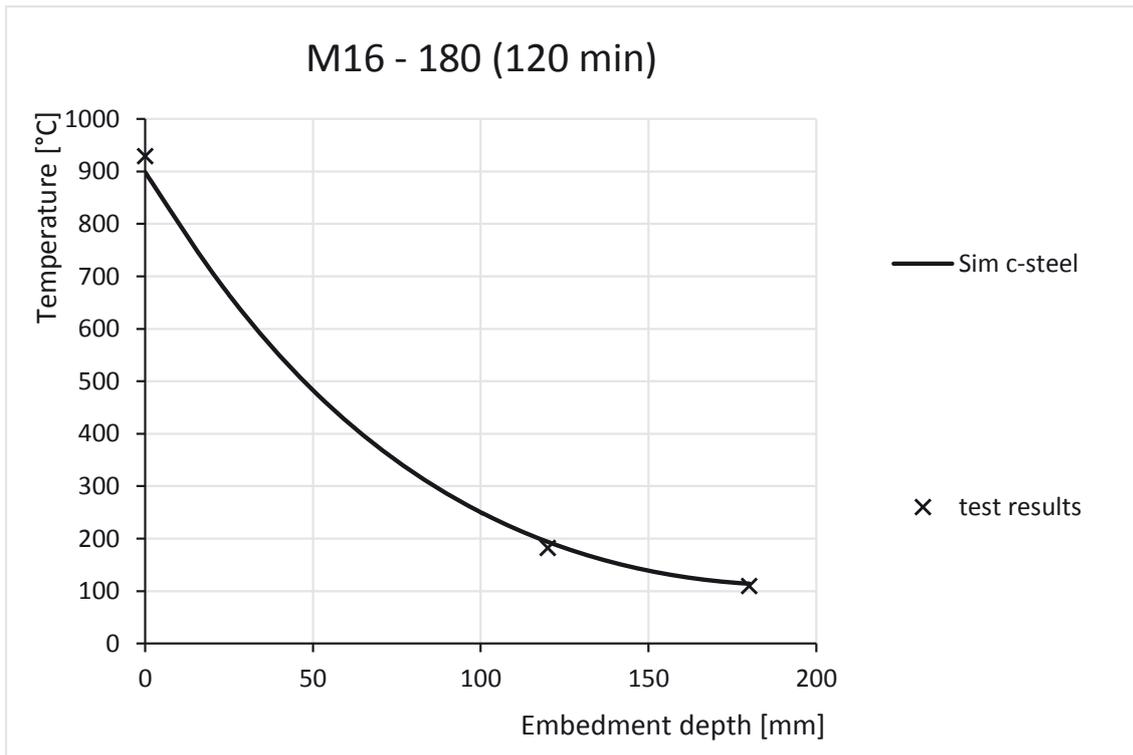


Abbildung 11-43: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 108 und Simulationsergebnissen nach 120 min

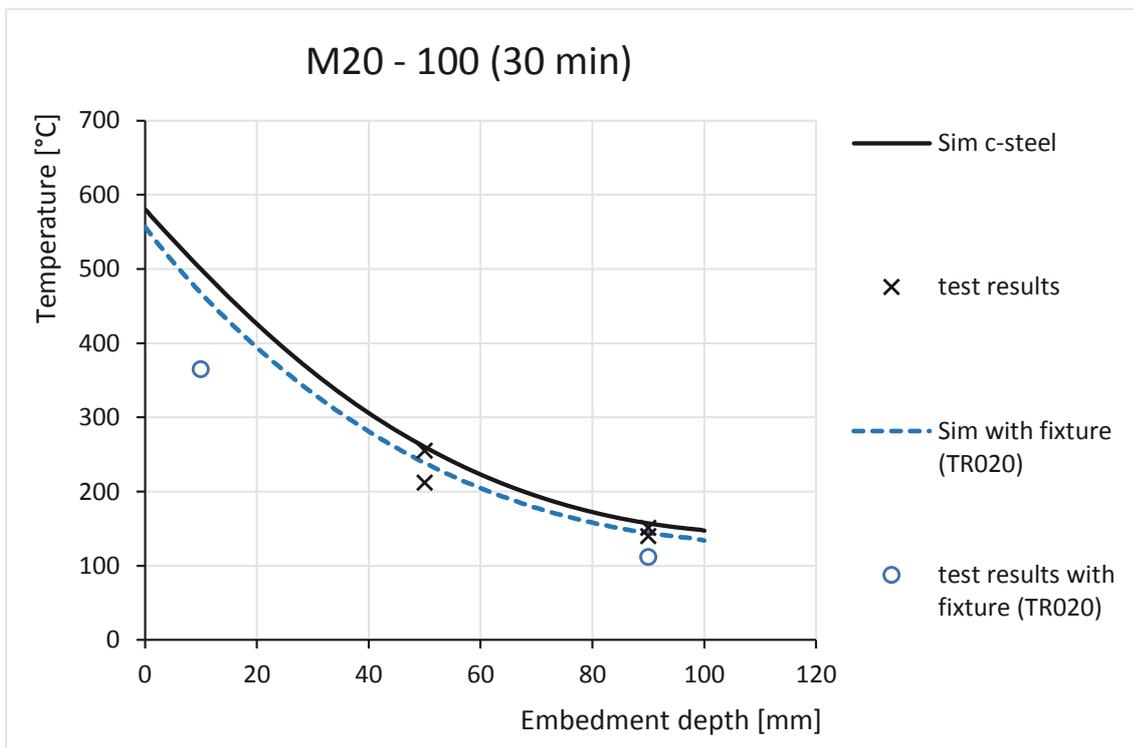


Abbildung 11-44: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 404 / 412 / 508 und Simulationsergebnissen nach 30 min

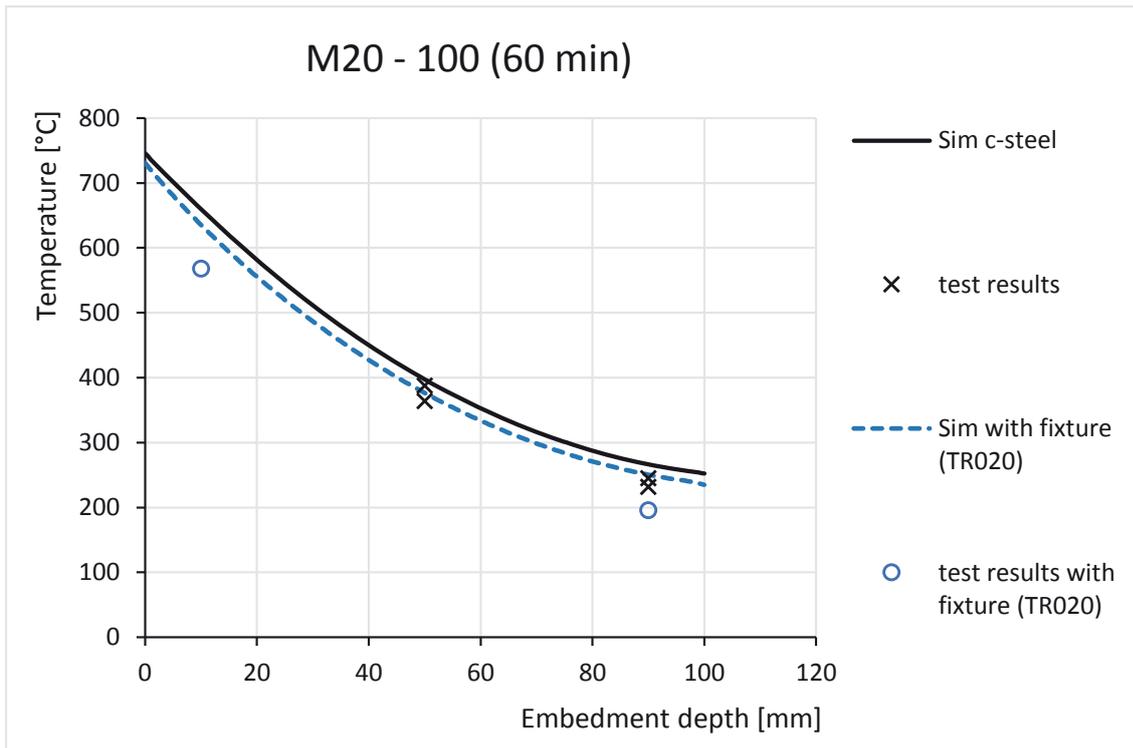


Abbildung 11-45: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 404 / 412 / 508 und Simulationsergebnissen nach 60 min

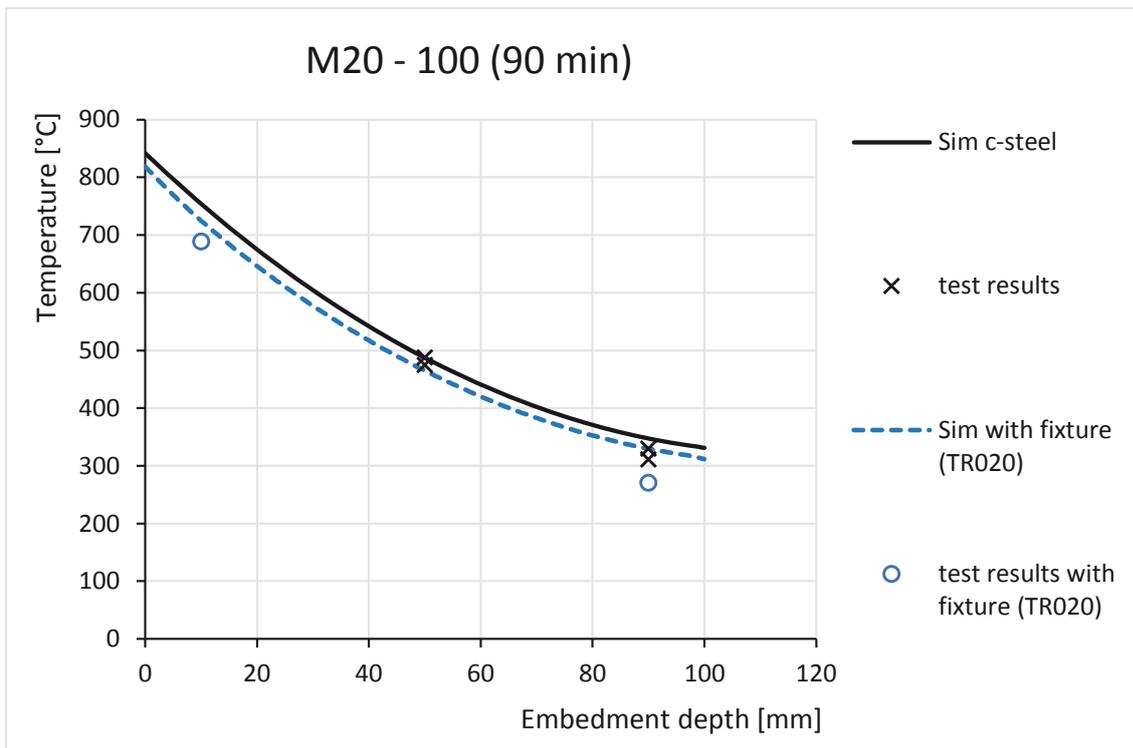


Abbildung 11-46: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 404 / 412 / 508 und Simulationsergebnissen nach 90 min

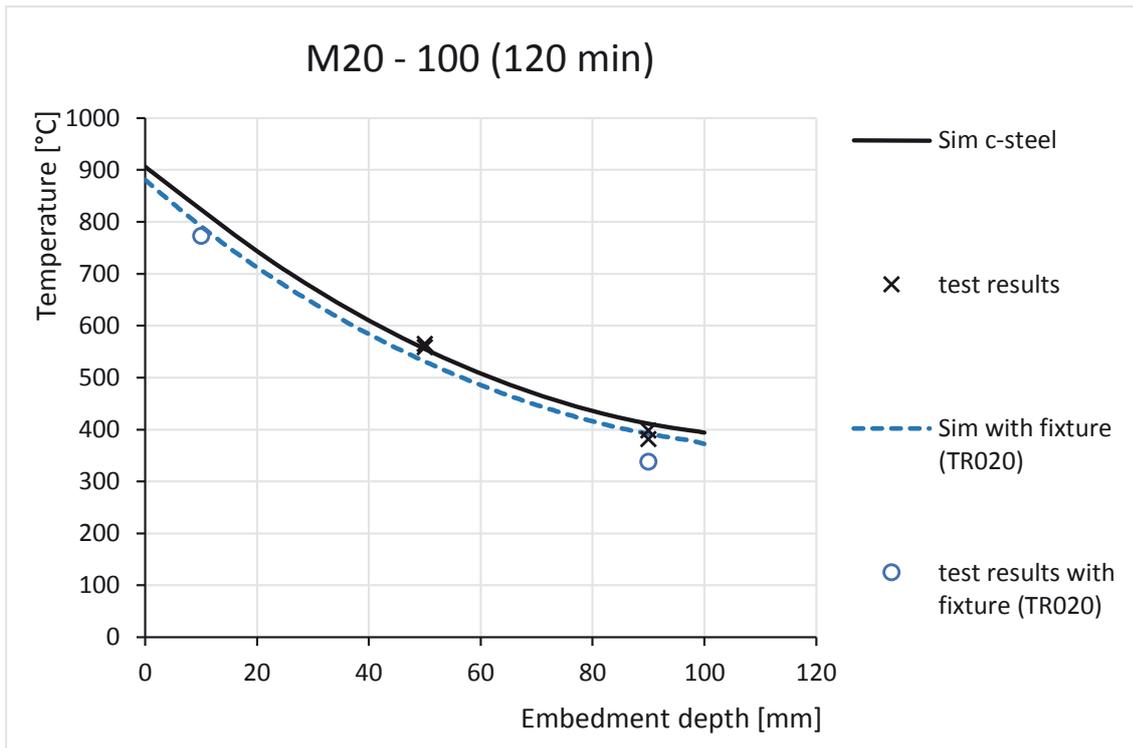


Abbildung 11-47: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 404 / 412 / 508 und Simulationsergebnissen nach 120 min

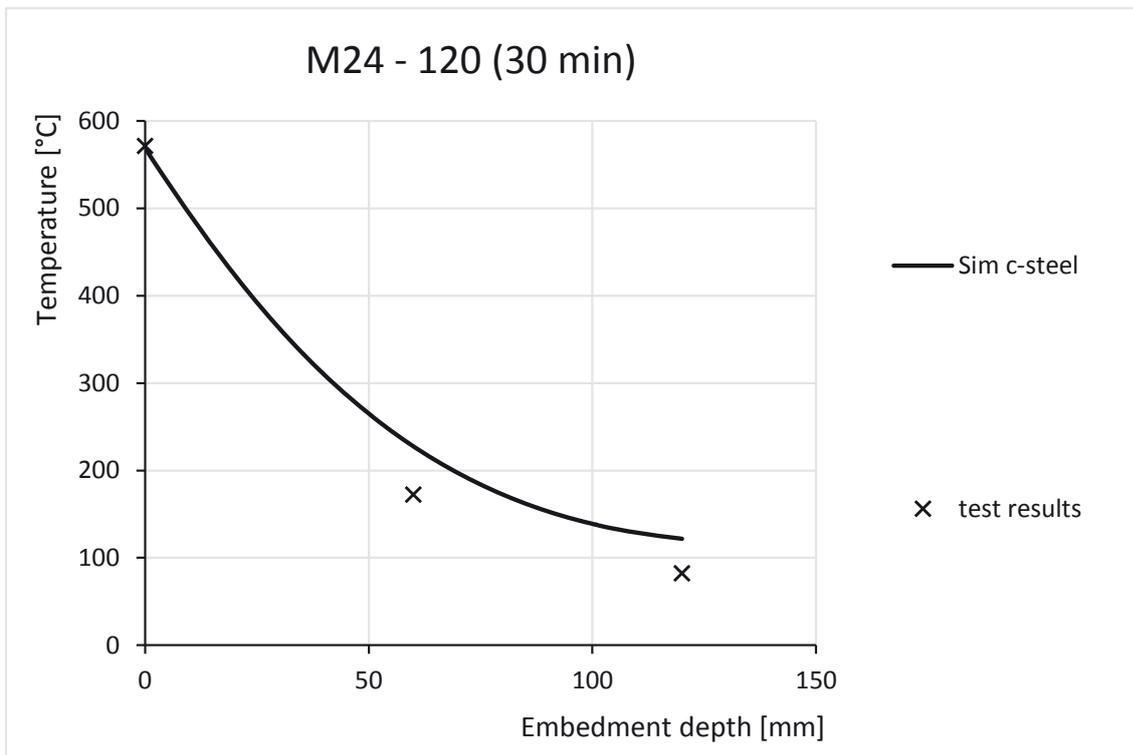


Abbildung 11-48: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 109 und Simulationsergebnissen nach 30 min

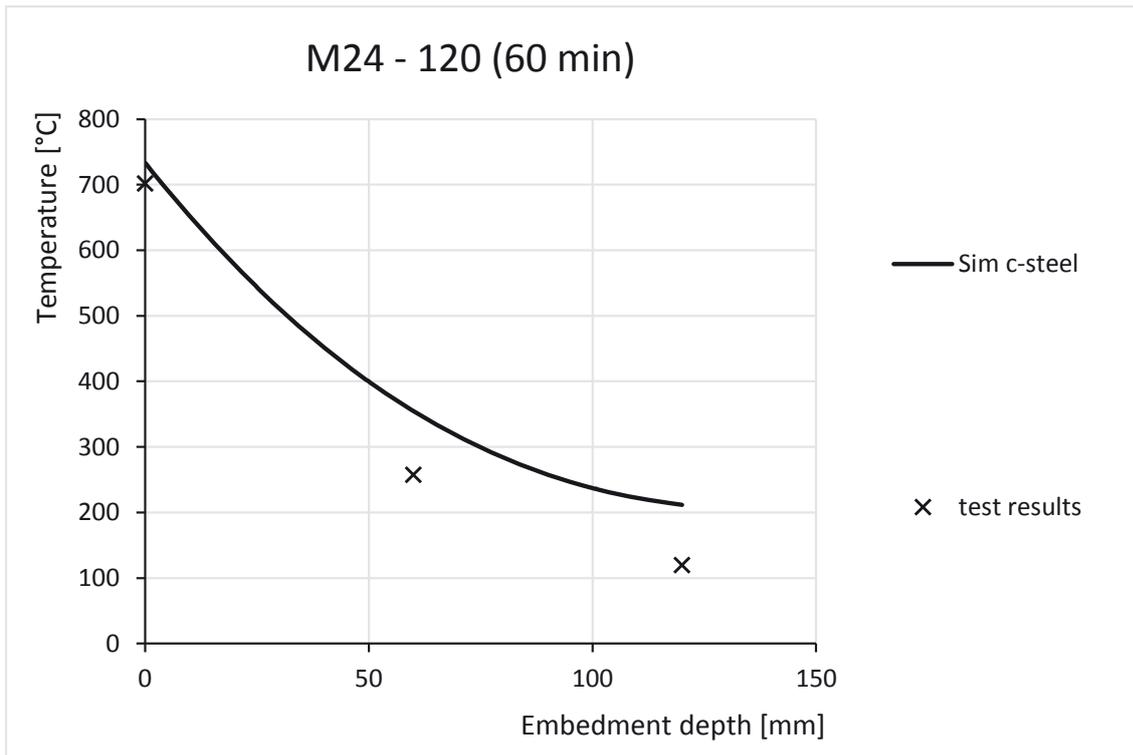


Abbildung 11-49: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 109 und Simulationsergebnissen nach 60 min

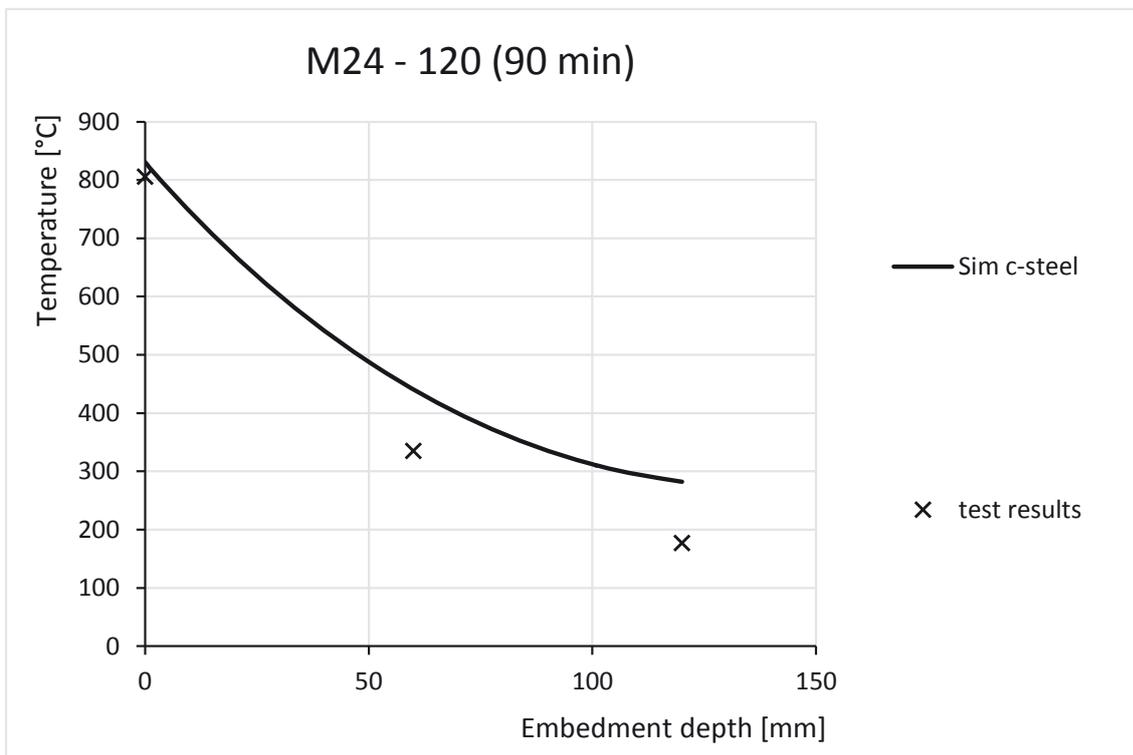


Abbildung 11-50: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 109 und Simulationsergebnissen nach 90 min

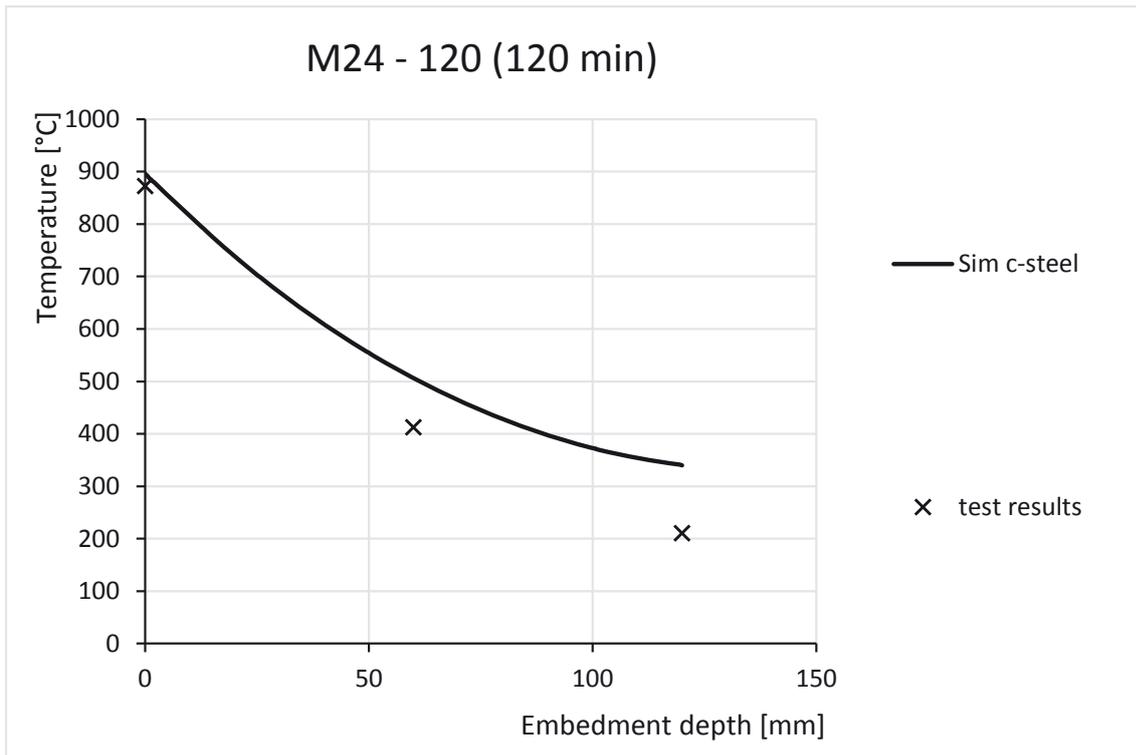


Abbildung 11-51: Vergleich der Versuchsergebnisse Nr. 109 und Simulationsergebnissen nach 120 min

## 12. Anhang B

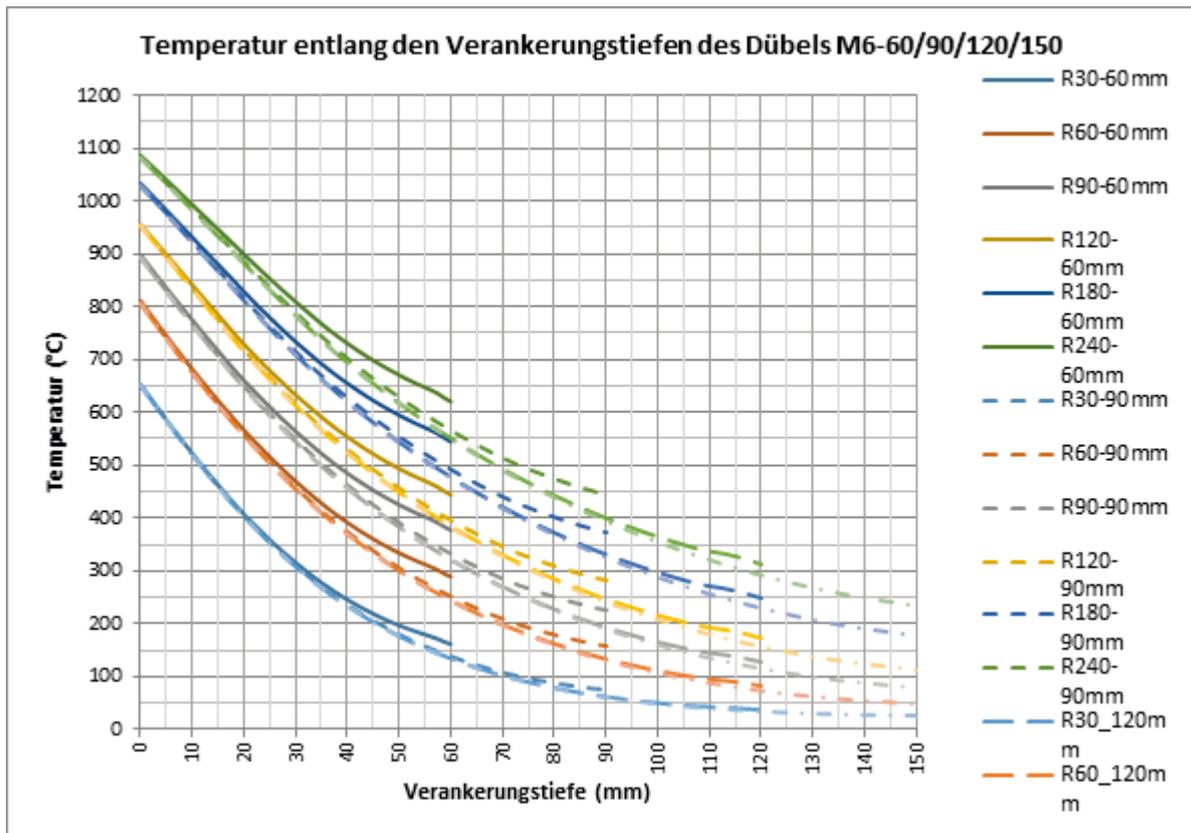


Abbildung 12-1: Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefe des Dübels M6-60/90/120/150

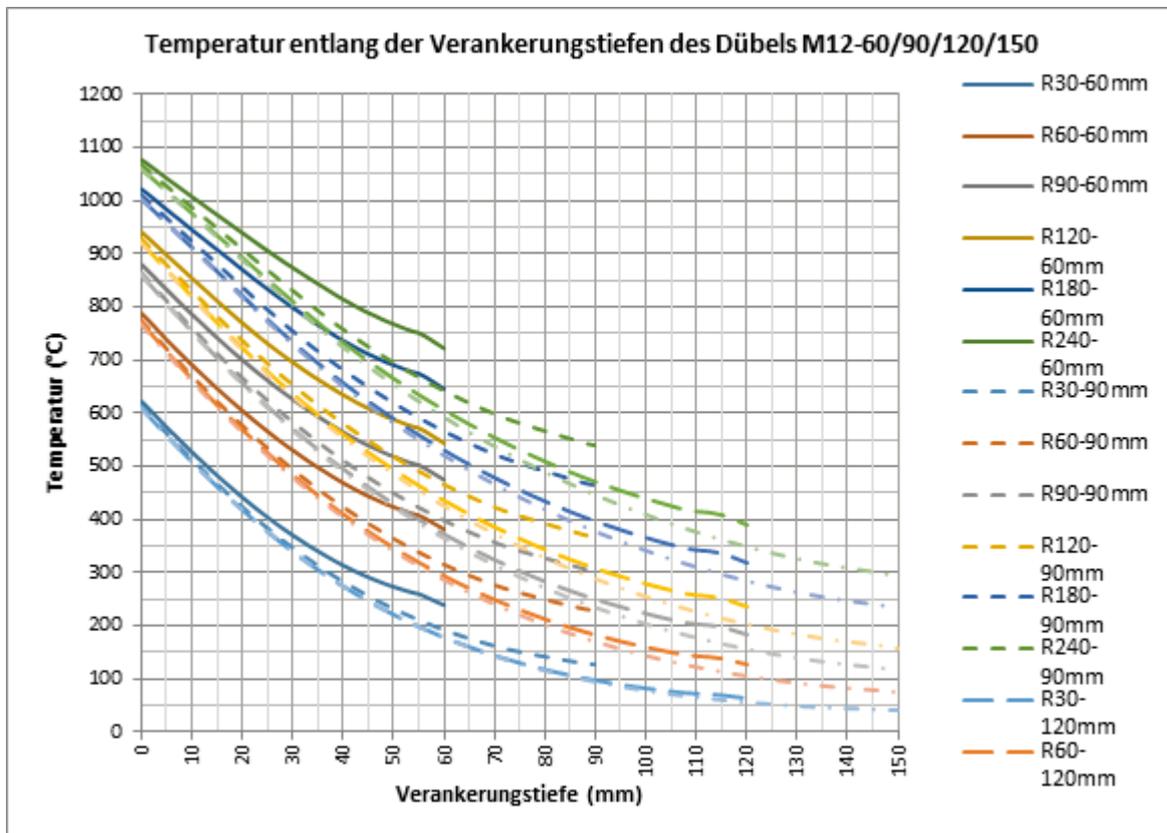


Abbildung 12-1: Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefen des Dübels M12-60/90/120/150

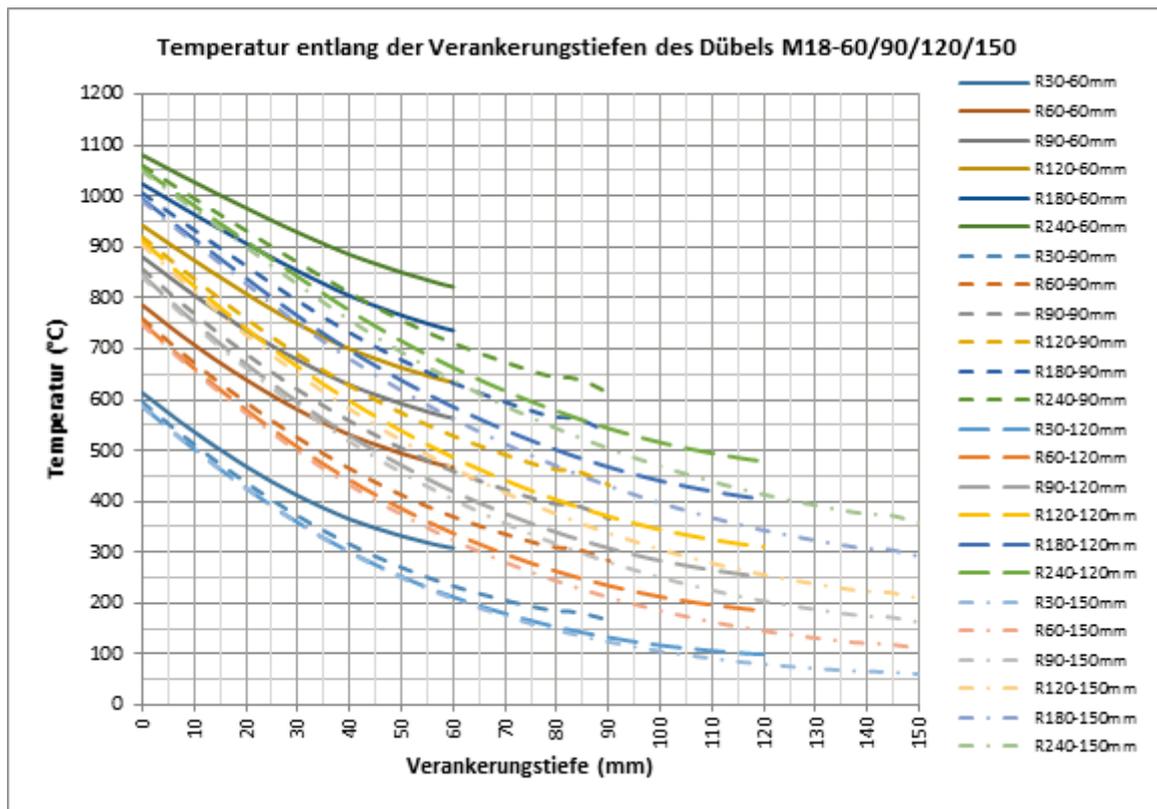


Abbildung 12-2: Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefen des Dübels M18-60/90/120/150

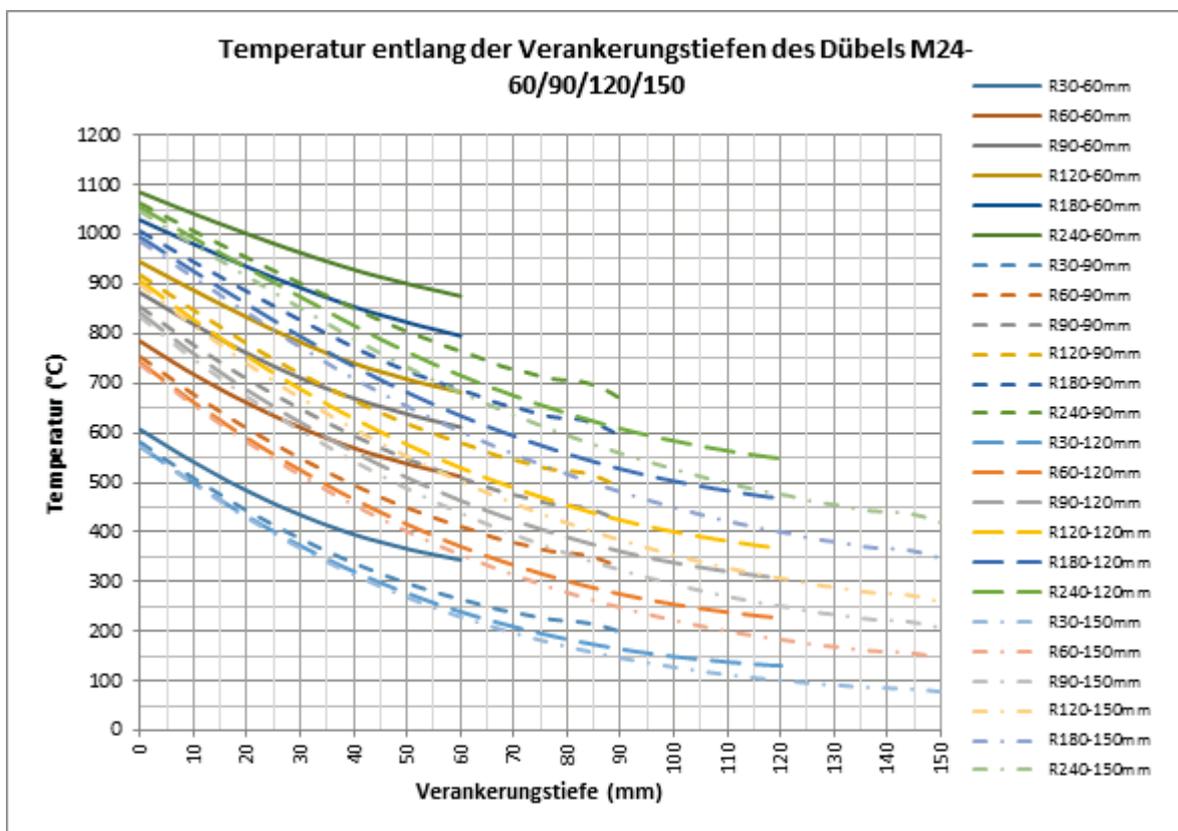


Abbildung 12-3: Temperaturverteilung entlang der Verankerungstiefen des Dübels M24-60/90/120/150