



THERMOTRAGELEMENTE (TTE) AUS HOCHFESTEM FASERVERBUNDSTOFF UND INTEGRIERTEN VAKUUMISOLATIONSPANELEN (VIP)

Jahresbericht 2006

(Dieser Bericht ist eine Kurzfassung des Berichtes 204'831 der Empa Dübendorf)

Autor und Koautoren	Dr.-Ing. O. Huth, Prof. Dr. M. Motavalli
beauftragte Institution	Empa Dübendorf, Structural Engineering Research Laboratory
Adresse	Überlandstrasse 129, 8600 Dübendorf
Telefon, E-mail, Internetadresse	44 823 4791, olaf.huth@empa.ch , www.empa.ch
BFE Projekt-/Vertrag-Nummer	101'307
BFE-Projektleiter	Herr Dr. Fillieux
Dauer des Projekts (von – bis)	1.7.2005-31.05.2007 (lt. Offerte); vsl. 31.08.2007 beendet
Datum	05.12.2006

ZUSAMMENFASSUNG

Hinsichtlich der drei Hauptkriterien Sicherung der Korrosionsbeständigkeit, Tragfähigkeit und Bemessung sowie Thermische Simulation wurden die experimentellen, analytischen und numerischen Untersuchungen fortgeführt.

Der Nachweis der Korrosionsbeständigkeit konnte noch nicht erbracht werden.

Für die Aufnahme der Druckkräfte im TTE wurden Bruchspannung und Elastizitätsmodul der GFK-Profile experimentell bestimmt. Aus den Versuchen zur Bestimmung der Schubfestigkeit im Vorjahr wurde der Schubmodul der GFK-Profile, die die Abtragung der Querkkräfte gewährleisten, analytisch abgeleitet. Ein erstes analytisches Berechnungsmodell zur Bestimmung der Tragfähigkeit des TTE wurde entwickelt.

Es wurden drei Bruchversuche an Prüfkörpern mit unterschiedlichen TTE's durchgeführt. Anhand der Ergebnisse wurden die auftretenden Spannungen in den einzelnen Traggliedern des TTE bestimmt. Die maximal aufnehmbaren Lasten der TTE entsprechen, verglichen mit den Bemessungslasten nach der Norm SIA 261 „Einwirkung auf Tragwerke“, einem Sicherheitsfaktor von ca. „2“. Dies gilt unter der Voraussetzung, dass der Nachweis der Korrosionsbeständigkeit erfolgreich verläuft.

Das Finite Elemente Modell zur Abbildung der Tragfähigkeitseigenschaften liefert noch keine verwertbaren Ergebnisse.

Der eventuell in Zukunft mögliche Einsatz von perforierten VIPs verbessert den Wärmedurchgangswiderstand des bestehenden TTE um 3.8%.

Projektziele

Bedeutung des Projektes:

In einer Überbauung in Saanen ist der Prototyp des TTE bereits mehrfach eingebaut [1]. Für diese konkrete Baustellensituation wurde zwischen dem HITEK-GFRP System und dem hinsichtlich Verringerung der Wärmeübertragung besten, zur Zeit am Markt erhältlichen Kragplatten-Anschluss *Isolan Plus* mit einer Edelstahllösung (Firma SFS Locher), eine vergleichende Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten ψ durch die Empa Dübendorf durchgeführt. Das System *Isolan Plus* besitzt demnach einen 1.57fachen ψ -Wert gegenüber dem TTE-System HITEK. Im Fall, dass ein VIP des GFK-System HITEK auf eine Länge von 0.2 m beschädigt wird, verringert sich dieser Faktor auf 1.28.

Die Ergebnisse einer Studie [2] (angefertigt durch Strobel & Partner AG, Luzern) zeigen das Potenzial einer jährlichen Einsparung von Heizöl bei dem Einsatz des TTE-System HITEK im Vergleich zum *Isolan Plus* für eine Wohnüberbauung mit 3 Balkonen mit je 8.75m Länge in Zürich (11.7 – 16.4 Liter) bzw. –bei der Annahme identischer Bauten- in Davos (18.5 – 26.0 Liter).

Ziele für das Jahr 2006:

- **Sicherung der Korrosionsbeständigkeit**
 - Nachweis der Sicherung der Korrosionsbeständigkeit insbesondere der GFK-Profile
- **Tragfähigkeit und Bemessung**
 - Bestimmung weiterer für die statische Analyse notwendigen Werkstoffparameter
 - Tragfähigkeitsbestimmung an drei Prüfkörpern mit verschiedenen Thermotragelementen
 - Finite Elemente Modellierung des Thermotragelementes
 - Untersuchung des Dauerstandsverhaltens einer Balkonplatte mit integriertem TTE
- **Thermische Simulation**
 - Thermische Simulation einer verbesserten Variante des TTE

Durchgeführte Arbeiten und erreichte Ergebnisse

Im Jahr 2006 wurden folgende Teilprojekte bearbeitet:

- Ermittlung der Druckbruchspannungen zwei verschiedener GFK-Profile
- Berechnung des Schubmoduls aus den Versuchen zur Schubsteifigkeitsbestimmung [3]
- Prüfung der Zugfestigkeit der Verbindung GFK-Profil (Zugstab)-Stahlmuffe-Bewehrungsstahl
- Experimentelle Tragfähigkeitsbestimmung von drei verschiedenen Prüfkörpern mit unterschiedlichen TTE einschliesslich der für die Spannungsnachweise notwendigen experimentellen Bestimmungen der Materialparameter (Bewehrungsstahl und Beton)
- Berechnung von Verformungsanteilen, die aus der Biegung der Prüfkörper resultieren
- Rechnerische Spannungsnachweise für die Komponenten des TTE
- Finite Elemente Modellierung
- Ein Feuchteindringversuch zum Nachweis der Korrosionsbeständigkeit, ein weiterer ist gegenwärtig in Bearbeitung
- Aufbau eines Versuches zur Untersuchung des Dauerstandsverhaltens einer Balkonplatte mit integriertem TTE
- Thermische Simulation für eine thermisch verbesserte Variante des TTE

1. Tragfähigkeit und Bemessung

1.1 Ermittlung weiterer Werkstoffparameter

1.1.1 Ermittlung der GFK Druckprofil-Werkstoffparameter, Variante 1

Für die Aufnahme der Druckkräfte in der Druckzone des TTE wurde der Einbau von GFK-Profilen 35 x 35 x 20 mm konzipiert (Abb. 1, Abb.2). Für eine Abschätzung der möglichen Aufnahme der Druckkräfte im TTE wurden Bruchversuche parallel und senkrecht zur GFK-Faserrichtung durchgeführt. Ferner wurde für beide Faserrichtungen der E-Modul bestimmt (Tabelle 1).

1.1.2 Ermittlung der GFK-Druckprofil-Werkstoffparameter, Variante 2

Auf Wunsch der *HITEK Construction AG* wurde eine weitere Versuchsreihe mit einem von der Variante 1 verschiedenem GFK-Profil durchgeführt. Es wurden fünf Proben (Abb. 3) der Dimension

26 x 26 x 20 mm bis zum Bruch belastet. Der Mittelwert der Bruchspannung betrug $\sigma = 416.6 \text{ N/mm}^2$ und der Mittelwert des Elastizitätsmoduls $E = 19'407 \text{ N/mm}^2$.

1.1.3 Prüfung des Verbundes zwischen Stahlmuffe und GFK-Stab

Bei der Bemessung des TTE wird von der Annahme ausgegangen, dass bei der Verbindung Bewehrungsstab – Stahlmuffe - GFK-Profil die Stahlbewehrung als erstes Glied versagt. Für den Bericht [3] wurden bereits Zugbruchversuche an GFK-Rundprofilen (Aussendurchmesser 25 mm, Aussendurchmesser ohne Gewinde 23 mm), die mit einer Stahlmuffe an ihrem Ende versehen waren, durchgeführt. In den hier vorliegenden Versuchsreihen (die Proben wurden von der *HITEK Construction AG* geliefert) wurden die Durchmesser der anschliessenden Bewehrungsstäbe 16, 18 und 20 mm (je zwei Proben) variiert. Bei allen Proben trat der Bruch der Verbindung im Bewehrungsstab (Abb. 5) auf, da die Stahlspannungen wesentlich über denen der GFK-Stäbe lagen (Tabelle 2).

1.1.4 Ermittlung des Schubmoduls

Für eine Abschätzung der Verformungen, die aus der Einwirkung von Querkraften resultieren, ist eine Bestimmung des Schubmoduls der Profile, die die Querkraften abtragen, erforderlich. In [3] sind Versuche zur Bestimmung der Schubfestigkeit durchgeführt worden. Die Verformungen der Prüfkörper setzen sich zusammen aus einem Biegeanteil w_B und einem Schubanteil w_τ .

$$w_{\text{Messung}} = w_B + w_\tau \quad (1)$$

Ausgehend von dem Sonderfall, dass die Biegesteifigkeit EI und die Schubsteifigkeit GA konstant über die Länge des Prüfkörpers sind, lautet die vierfache Ableitung der Biegelinie

$$w^{IV} = \frac{q}{EI} - \frac{q''}{GA} \quad (2)$$

Mit diesem Ansatz können zuerst die Biegeanteile der Verformungen w_B bestimmt werden. Der Schubmodul G kann nach diversen Umformungen [3] aus den Verformungen w_τ , die aus der Querkraftbelastung resultieren, mit dem Moment M , das aus der Belastung q , entsteht, bestimmt werden zu

$$G = \frac{M(q)}{Aw_\tau} \quad (3)$$

Eine vollständige Herleitung zur Bestimmung des Schubmoduls G liefert [3]. In den Abb. 4 ist der Schubmodul für das Glasfaserkunststoff(GFK)-Rechteckprofil 20 x 40 mm als Funktion der Verformungen, die aus dem Einwirken der Querkraft resultieren, abgebildet.

2. Tragfähigkeitsuntersuchungen an drei TTE-Probekörpern

2.1 Versuchsbeschreibung

Zu einem grossen Teil wurden die Eigenschaften von Einzelkomponenten der TTE bereits in [3] bestimmt. In den hier vorliegenden Versuchsreihen wurde das Tragverhalten der TTE untersucht, wenn sie in einem Prüfkörper einbetoniert waren. Die Prüfkörper bestanden aus je zwei Platten, die durch ein TTE, bestehend aus zwei Trageinheiten, biegesteif miteinander verbunden waren. Jede dieser Platten besass das Abmass von 2300 x 550 x 200 mm. Insgesamt wurden drei Prüfkörper entsprechend des statischen Systems (Abb.6) getestet:

- Prüfkörper 1 (Durchmesser 18 mm der GFK-Stäbe) (Abb.7)
- Prüfkörper 2 (Durchmesser 20 mm der GFK-Stäbe) (Abb.8)
- Prüfkörper 3 (Abb.9), wie Prüfkörper 1, aber mit eingebautem Rechteck-Stab (Querschnitt 20 x 40 mm) anstelle des unteren GFK-Rundstabes

Die Prüfkörper 1 und 2 wurden in zwei Phasen belastet. In der ersten Phase wurde ein maximales Biegemoment aufgebracht. In der zweiten Phase wurde das Biegemoment möglichst gering gehalten, aber die Querkraft maximiert. Für den Prüfkörper 3 wurde nur die Phase 2 angewendet.

2.2 Materialeigenschaften der in den Prüfkörpern verwendeten Anschlussstäbe

Die Übertragung des inneren Momentes in der Kragplatte geschieht durch die Aufnahme der Zugkräfte durch die Zugstäbe aus GFK und Bewehrungsstahl. Deshalb wurden von den Chargen der in den Prüfkörpern verwendeten Anschlussstäbe Zugfestigkeitsversuche an je drei Proben der Durchmesser 18, 20 sowie zusätzlich 16 mm geprüft (Tabelle 2).

2.3 Statische Analyse der Versuche

2.3.1 Verdrehung der Platte um das Auflager aufgrund des statischen Systems

Das statische System, nach dem die Prüfkörper geprüft wurden, entsprach einem Träger auf zwei Stützen mit Kragarm (Abb.6). Die Balkonplatten sind jedoch durch die Auflast des Mauerwerks in der Realität eingespannt. Aufgrund der Verformungen an den Messpunkten M1 und M2 existiert eine Verdrehung am TTE, die eine zusätzliche Verformung der Kragplatte (Messpunkte M3-M8, s.a. Abb.10) bewirkt. Mit dem aus der Belastung bekannten Moment M kann die Verdrehung am Auflager nach [5] bestimmt werden:

$$\varphi = 2 * M \frac{l}{6EI} \quad (4)$$

mit einem Elastizitätsmodul für Beton $E = 33'000 \text{ N/mm}^2$ und einem Trägheitsmoment $I = 3.67\text{E}+08 \text{ mm}^4$. Die so ermittelte Verdrehung trifft exakt jedoch nur für den ungerissenen Zustand des Stahlbetons zu. Mit zunehmendem Aufreißen des Betons nimmt das Trägheitsmoment I ab und die Verdrehung wird grösser. Dieser Aspekt bleibt in den Abb. 11-Abb. 13 unberücksichtigt.

Die vertikalen Verformungen entsprechen

$$w_{\text{verdrehung}} = \tan \varphi * l_m \quad (5)$$

mit l_m als dem Abstand der Messpunkte vom Auflager. In den Abb. 11-Abb. 13 sind die Anteile $w_{\text{verdrehung}}$ von den gemessenen vertikalen Verformungen abgezogen. Die verbleibenden Verformungen wurden als „BerMittel“ bezeichnet.

2.3.2 Verdrehung des TTE

Die Verdrehung des TTE kann mit dem Hebelarm der inneren Kräfte $l = 0.12 \text{ m}$ vereinfacht aus der Verkürzung des Druckprofils (unten) und der Dehnung der GFK-Stäbe (oben) ermittelt werden. Die Abb. 14 zeigt die Anteile der Verformungen beispielhaft für die Messpunkte M3 und M4, die aus der Verdrehung des TTE resultieren sowie jene Verformungen, die aufgrund der Belastung im Abstand $l = 0.05 \text{ m}$ (Abstand der Messpunkte M3 und M4 vom Auflager) entstehen. Diese berechnen sich zu

$$w_B = \frac{Fl^3}{3EI} \quad (6)$$

mit F als der an den Messpunkten M3 und M4 wirkenden Belastung.

2.3.3 Bemerkungen zum Vergleich zwischen Messung und Berechnung

Mit den aus den Abschnitten 2.3.1 und 2.3.2 bestimmten Anteilen liegen die Verformungen aus der Biegung vor. Kann jetzt auch noch die Verformung aus der Querkraft bestimmt werden, ist ein direkter Vergleich zwischen Messung und Berechnung und damit eine Validierung des Berechnungsmodells möglich. Eine solche Analyse wird im nächsten Bericht durchgeführt.

2.4 Spannungsanalyse der Prüfkörper

Die Abb. 1 zeigt den prinzipiellen Aufbau der Hauptbauteile des TTE. Nach einem einfachen Berechnungsmodell wird die Aufnahme des inneren Momentes durch den Abstand des Zugstabes (oben) und dem GFK-Druckprofil (unten) gewährleistet. Entsprechend der Wahrung des Gleichgewichtes werden die Beträge zwischen Zug- und Druckkraft gleichgesetzt. Die Querkraft wird durch einen Querkraftdorn aufgenommen.

Die Berechnung der Spannungen (Tabelle 4) basieren auf folgenden Angaben:

- In der ersten Spalte wurde als Phase 1 jene Versuchsserie bezeichnet, bei der das maximale Moment bei geringer Querkraft gesucht war. Die Phase 2 bezeichnete das maximale Moment, das aus dem Aufbringen der maximalen Querkraft resultierte.
- Die zweite Spalte bezieht sich auf die im Versuch maximal bestimmte Querkraft.
- Die dritte Spalte der Tabelle 4 bezieht sich auf die maximalen Schubspannungen der Einzelprofile. In den Prüfkörpern TTE D18 mm und TTE D20 mm befanden sich je 4 GFK-Rundprofile mit einem Aussendurchmesser von 25 mm. Im TTE „Q“D18 mm wurden zwei der vier GFK-Rundprofile durch zwei rechteckige GFK-Profile 20 x 40 mm (a) ersetzt. Entsprechend ihres Verhältnisses des Flächenanteils (Rechteckprofil 40 x 20 mm = 800 mm²/ Rundprofil Annahme statischer wirksamer Querschnitt $\varnothing 24 = 453 \text{ mm}^2$) = 1.76 (b)) wurde die maximale Querkraft auf die Profile aufgeteilt.

- Die maximale Schubspannung im GFK-Rundprofil wurde durch $\tau = \frac{4Q}{3A}$ und im Rechteckprofil

durch $\tau = \frac{3Q}{2A}$ bestimmt.

- Die vierte Spalte bezieht sich auf das im Versuch maximal bestimmte Moment.
- Die angegebenen Kräfte der vierten Spalte beziehen sich auf zwei Trageinheiten des TTE.

Folgende Ergebnisse lassen sich von der Tabelle 4 ableiten:

- Bei den Versuchen TTE D18 mm wurde durch das Bruchmoment die Bruchspannungen σ_s des Bewehrungsstahls (rechnerisch) überschritten (vgl. Tabelle 3). Hingegen wurde die Fließspannung des Bewehrungsstahls in der Versuchsreihe TTE D20 mm nicht erreicht. Das Versagen des TTE D20mm lässt sich nicht erklären.
- Bei der Versuchsreihe TTE „Q“D18 mm wurde rechnerisch ein Fließen des Bewehrungsstahls bestimmt.
- Die maximal aufnehmbaren der in Abschnitt 1 bestimmten Druckspannungen der GFK-Druckprofile wurden in keiner Kombination überschritten.
- Bei der Annahme einer nur einaxialen Belastung des Betons σ_{1D} wurde dessen Druckfestigkeit σ_D um ein Mehrfaches überschritten.
- Bei der Annahme einer räumlichen Spannungsverteilung im Beton σ_{1D} [6] ist zwischen der aufnehmbaren dreiaxialen Betondruckspannung σ_{3D} und dem Vierfachen der berechneten Betondruckspannung σ_{1D} eine gute Übereinstimmung mit geringen Abweichungen festzustellen.
- In den Versuchsreihen TTE D18 mm und TTE D20 mm überstieg die im Experiment bestimmte maximale Schubspannung (Spalte 2) jene, welche nach den Resultaten von [3] (max. Schubspannung = 68.6 N/mm²) erwartet worden war.
- In der Versuchsreihe TTE „Q“D18 mm erreichten die im Experiment bestimmte Schubspannungen jene, welche in [3] (Rechteckprofil max. Schubspannung = 75 N/mm², Rundprofil max. Schubspannung = 68.6 N/mm²) gemessen worden waren.

In der Tabelle 5 sind die berechneten Dehnungen der GFK-Gewindestäbe und Stauchungen der GFK-Druckprofile enthalten. Nach [7] beträgt das Moment unter 1.0 facher Gebrauchslast $M = 21.42 \text{ kNm/m}$. Diese Last bezieht sich auf 3 Trageinheiten. Wird diese Last auf 2 Trageinheiten bezogen, ergibt sich ein Moment $M = 14.28 \text{ kNm/m}$. Für diese Gebrauchslast wurden die Dehnungen und Stauchungen ebenfalls berechnet. Dabei liegt die Dehnung von $\varepsilon = 1.4 \text{ ‰}$ unter jener von [8] zulässigen von $\varepsilon = 2.0 \text{ ‰}$.

2.5 Vergleich der Ergebnisse mit den Bemessungslasten

In [7] sind die Bemessungslasten (nach Angaben der *HITEK Construction AG*) sowie die daraus resultierende Querkraft- und Momentenbeanspruchung pro Meter enthalten. Generell werden 3 Trageinheiten pro Meter eingebaut. Das resultierende Moment ist zu $M = 29 \text{ kNm/m}$ und die Querkraft zu $Q = 31.21 \text{ kN/m}$ bestimmt worden. Ein Vergleich dieser Schnittkraftbeanspruchung mit den im Experiment an den Probekörpern maximal ermittelten Schnittkräften lässt folgende Aussagen zu:

- In den Probekörpern wurden zwei Trageinheiten eingesetzt. Drei Trageinheiten werden in der Praxis verwendet. Für einen Vergleich der Schnittgrößen zwischen Versuch und Bemessung wurden unter der Annahme linearen Verhaltens des TTE die Versuchsergebnisse auf drei Trageinheiten extrapoliert und mit dem Faktor 1.5 multipliziert. Danach ergab sich für die Beanspruchung maximales Moment (Tabelle 4) für das TTE 18 mm ein Sicherheitsfaktor von $38.2 \times 1.5/29.00 = 1.97$ und für das TTE 20 mm ein Sicherheitsfaktor von $35.6 \times 1.5/29.0 = 1.84$.
- Für die Beanspruchung grosse Querkraft und geringes Moment lag der Sicherheitsfaktor für das TTE 18 mm bzgl. Querkraftbeanspruchung bei $131.2 \times 1.5/31.21 = 6.3$ und beim TTE 20 mm bei $111.2 \times 1.5/31.21 = 5.3$. Diese hohen Sicherheiten sind jedoch auf den Effekt zurückzuführen, dass die aufnehmbaren Schubspannungen in den GFK-Profilen [3] nach Überschreiten eines lokalen Maxima zuerst absanken, um mit grösserer Verformung erneut anzusteigen. Wird dieser Effekt nicht berücksichtigt, so verringern sich die Sicherheiten für beide betrachtete TTE zu $90 \times 1.5/31.21 = 4.3$. Für das TTE „Q“ 18 mm lag die Sicherheit bei $124.2 \times 1.5/31.21 = 5.9$.

2.4 Finite Element Modellierung

Vom Prüfkörper TTE 18 mm mit integriertem Thermotragelement (TTE) wurde ein Finite Element Modell mit dem Programm MARC MENTAT [9] erstellt. Ziel ist es, die internen Spannungsverhältnisse im TTE zu quantifizieren und damit verbesserte Aussagen über das Tragverhalten zu erhalten. Andererseits sollen Konstruktionsvarianten wie die räumliche Ausweitung der Druckzone auf das Tragverhalten studiert werden. In einem ersten Berechnungsschritt wurde von einem linear-elastischen Materialverhalten ausgegangen. Dies erschien gerechtfertigt, da bei den Versuchen des TTE D18mm unter Eigenlast und unter der ersten Laststufe keine Risse im Beton beobachtet wurden. Die Abb. 15 zeigt das Detail des modellierten TTE, die Abb. 16 zeigt die verformte Struktur. Insgesamt ist das FE-Modell zu steif und für weitere Parameterstudien noch nicht zu verwenden. Die Fehlersuche ist Gegenstand gegenwärtiger Arbeit.

3 Sicherung der Korrosionsbeständigkeit

Bisherige Langzeitstudien [10], [11], [12] über einen Zeitraum von 5-8 Jahren, bei denen GFK-Stäbe in Betonstrukturen untersucht wurden, haben gezeigt, dass GFK-Stäbe im alkalischen Milieu nicht altern müssen, entgegen den Erwartungen, die aus Laborstudien [13], [14] begründet wurden. Die Gründe dafür sind bereits im Bericht [3] benannt worden. In diesen Studien sind jedoch die GFK-Stäbe nur einer geringen mechanischen Spannung ausgesetzt worden. Die Gefahr einer Spannungsrissskorrosion ist damit wesentlich geringer.

Direkte Gespräche mit den Firmen *Beltec/Rockboltsystems AG* haben ergeben, dass die Dauerhaftigkeit von GFK-Stäben gegenüber dem Einwirken von alkalischem Milieu stark verbessert wurde. Messresultate liegen dem Verfasser des Berichtes jedoch nicht vor.

Die *Empa Dübendorf* und die *HITEK Construction AG* halten deshalb an der Notwendigkeit des Nachweises der Korrosionsbeständigkeit fest. Dieser soll durch konstruktive Massnahmen, die das Vordringen alkalischen Milieus verhindern sollen, erbracht werden.

Im Schnitt des TTE (Abb. 1) wird der konstruktive Korrosionsschutz verdeutlicht. Die GFK-Stäbe werden durch die Stahlmuffen und anliegenden Epoxidharzpropfen vor dem alkalischen Milieu geschützt. Ein Dichtungsring sorgt für die entsprechende Abdichtung, wenn das Bauteil sich verformt. Zwei miteinander verleimte 3 mm dicke Kunststoffplatten umschliessen das gesamte TTE einschliesslich des Vakuumisulationspaneels (VIP). Für die Sicherung der Korrosionsbeständigkeit wurde bisher ein Versuch abgeschlossen. Ein weiterer ist gegenwärtig in Bearbeitung. Beide sind in den nächsten beiden Abschnitten beschrieben.

3.1 Feuchteversuch 1

Für den ersten Feuchteversuch wurde ein Prüfkörper, bestehend aus zwei Betonplatten (je 2,30 m x 0,55 m x 0,20 m), die durch ein TTE, bestehend aus zwei Trageinheiten miteinander verbunden waren, betoniert. Vor dem Einbau wurden auf den GFK-Rundprofilen zwei Feuchtesensoren (Sensoren 231 und 237) der Firma *diselectric* [15] appliziert (Abb.17). Zum Vergleich wurden zwei weitere Feuchtesensoren (Sensoren 181 und 220), die die relative Luftfeuchtigkeit im Raum massen, verwendet. Der Probekörper wurde stufenweise bis nahe der rechnerischen Fließgrenze (hier wurde nach früheren Angaben der *HITEK Construction AG* von einem inneren Hebelarm = 0.13 m ausgegangen) des Bewehrungsstahls belastet (Abb.18). Zwischen den Laststufen erfolgte eine Beregnung der Fuge des TTE mit einer Spritzdüse. Dabei wurden ca. 1.5 l/min versprüht. Die jeweilige Sprühdauer betrug 5 min. Die Abb.19 zeigt die Messung der relativen Feuchte im und ausserhalb des Probekörpers. Nach der maximalen Belastung (Messung 13+14) wurde der Probekörper nur noch durch seine Eigenlast belastet, jedoch war die bleibende Verformung so gross, dass diese damit den gemessenen Verformungen der Messung 11 entsprach. Ab der Messung 26 waren 100% relative Feuchte beim Sensor 231 erreicht und damit der Nachweis erbracht, dass Feuchtigkeit zum GFK-Stab vordringen war. Nach dem Öffnen des TTE konnte visuell kein Eindringen von Feuchte festgestellt werden.

Der Weg, wie das Wasser zum Sensor gelangte, konnte nicht eindeutig nachvollzogen werden. Zwei Interpretationen waren möglich. Zum einen musste das Wasser zu den GFK-Rundprofilen vordringen und zu den Feuchtesensoren transportiert werden. Andererseits mussten die Sensoren durch Kabel mit dem Voltmeter verbunden werden. Durch die schlecht abzudichtende Lücke kann Feuchtigkeit eingedrungen sein.

3.2 Feuchteversuch 2

Ist gegenwärtig in Bearbeitung.

4. Thermische Simulation

Für das Studium des Wärmedurchlasswiderstandes des TTE wurde dieses mit Hilfe des Programms TRISCO & KORBU [16] modelliert. Das Modell wurde auf eine Fläche von 1 m Höhe x 0.2 m Breite begrenzt. Die *HITEK Construction AG* informierte die Empa darüber, dass es in Zukunft möglich ist, perforierte VIP's einzubauen. Aus diesem Grund wurde eine numerische Simulation durchgeführt, um den thermischen Effekt dieser Massnahme abzuschätzen. Ausgangspunkt war das Modell aus dem Bericht [3]. Diese Variante entsprach der bereits jetzt eingeführten Variante eines TTE mit einer 3 mm dicken GFK-Platte als Abdeckung. Der Wärmeverlust im modellierten Detail betrug bei einer Temperaturdifferenz von 20°C 1.324 Watt. Im Fall, wenn das perforierte VIP bis an die GFK-Rundprofile anschliesst (im Bereich des Druckprofils wurde die konventionelle Wärmedämmung belassen) (Abb. 20, Abb. 21), reduzierte sich der Wärmeverlust auf 1.274 Watt, dies entspricht ca. 3.8%.

Nationale Zusammenarbeit

Die bisherige Zusammenarbeit mit dem BFE verlief konstruktiv und im gegenseitigen Verständnis für die Belange des Projekts.

Die Zusammenarbeit mit dem Industriepartner *HITEK CONSTRUCTION AG* verlief insgesamt gut. Es ergaben sich allerdings Lieferschwierigkeiten mit den TTE. Verursacht wurde die daraus resultierende Verzögerung des Projekts jedoch nicht durch die *HITEK CONSTRUCTION AG*, sondern durch einen Zulieferer.

Internationale Zusammenarbeit

Keine

Bewertung 2006 und Ausblick 2007

Erfolge:

Hinsichtlich Tragfähigkeit und Bemessung sind die dazu notwendigen Versuche einschliesslich der Bestimmung der Werkstoffparameter sehr gut verlaufen. Weiter wurde ein vereinfachtes Berechnungsmodell angewendet, das die Versagensmechanismen der TTE gut erklärt. Wie gewünscht, wur-

de bei zwei Versuchskörpern gezeigt, dass der Bewehrungsstahl als erstes Glied in der Kette versagt und damit das Versagensverhalten des gesamten TTE als duktil zu bezeichnen ist. Bei einem TTE-Versuch konnte jedoch sein Versagen nicht eindeutig geklärt werden. Die Thermische Simulation hat sich als ein sehr hilfreiches Werkzeug bei der Quantifizierung des Wärmedurchgangswiderstandes bei möglichen Konstruktionsänderungen des TTE erwiesen.

Misserfolge:

Das Finite Elemente Modell ist noch fehlerhaft und widerspiegelt noch nicht die experimentellen Ergebnisse.

Der Nachweis der Sicherung des Korrosionsschutzes konnte noch nicht erbracht werden. Gegenwärtig befindet sich ein weiterer Prüfkörper in Untersuchung.

Der Versuch zur Abschätzung des Dauerstandsverhaltens hat sich durch die verspätete Lieferung der TTE um drei Monate verzögert.

Ausblick 2007:

Bei erfolgreichem Abschluss des zweiten Feuchteindringversuchs existiert keine Notwendigkeit mehr, die Konstruktion des TTE zu verändern. Ein Vergleich der Bruchversuche mit den Anforderungen aus den Bemessungslasten hat gezeigt, dass die Tragfähigkeit der TTE erfüllt ist. Die rechnerischen Nachweise der Prüfkörper TTE D18mm und TTE „Q“D18mm haben gezeigt, dass das Versagen durch Fließen der Bewehrung eingeleitet wurde. Eine eindeutige Aussage über den Versagensmechanismus des Probekörpers TTE D20mm kann jedoch nicht getroffen werden. Es ist geplant, einen weiteren Bruchtest mit der Applikation verschiedener Messmittel für die Überwachung einzelner Komponenten des TTE und angrenzender Bauteile durchzuführen. Der sich in Bearbeitung befindliche Dauerstandstest soll Angaben zum Nachweis der Gebrauchstauglichkeit liefern. Ferner sollen die in der Praxis laufenden, durch die *HITEK Construction AG* durchgeführten Dauerstandsmessungen ausgewertet werden. Die noch momentanen Fehler des Finiten Elemente Modells sollen eliminiert werden. Neben Aussagen über die Spannungsverteilung im TTE und damit einer direkten Hilfe für die Bemessung sollen Aussagen beim Studium verschiedener Konstruktionsvarianten gewonnen werden z.B. Einfluss der Erhöhung der Dehnsteifigkeit der Druckzone auf die Verformung des TTE. Wenn die Konstruktion des TTE endgültig ist, wird für das TTE eine experimentelle Bestimmung des Wärmedurchlasswiderstandes im Empa-Versuchsstand der Abt. 118 durchgeführt.

Als ursprünglich geplantes Projektende war der 31.5.2007 vorgesehen. Durch die aufgetretenen Verzögerungen bei der Lieferung von Zubehöerteilen sowie durch einen leicht modifizierten Projektplan wird das Projektende für den 31.8.2007 angenommen.

Referenzen

- [1] HITEK CONSTRUCTION AG: *TTE's mit GFRP und VIP, Erster Praxiseinsatz mit TTE's der 0-Serie*, 2004
- [2] Strobel&Partner AG, Luzern: *Kragplattenanschlüsse HITEK TTE im Vergleich*, 2004
- [3] Huth, O.: Empa Bericht Nr. 205'045, *Thermotragelemente aus hochfestem Faserverbundstoff und integrierten Vakuumisulationspaneelen (VIP)*, 2005
- [4] Huth, O.: Empa Bericht Nr. 204'831, *Thermotragelemente aus hochfestem Faserverbundstoff und integrierten Vakuumisulationspaneelen (VIP)*, 2006
- [5] Eibl, J., *Betonkalender Teil 1*, Verlag Ernst & Sohn, 1998
- [6] Marti, P., Alvarez, M., Kaufmann, W., Sigrist, V.: *Tragverhalten von Stahlbeton*, IBK Publikation SP-008, September 1999
- [7] HITEK CONSTRUCTION AG: *Bemessungslasten für TTE*, Email, 25.8.2005
- [8] *ISIS Design Manual No.3*
- [9] *MARC Mentat*, MARC Analysis Research Corporation, 1994
- [10] Mufti, A., Onofrei, M., Benmokane, B., Banthia, N., Boulfiza, M., Newhook, J., Bakht, B., Tadros, G., Brett, P.: *Durability of GFRP Reinforced Concrete in Field Structures*, 7th International Symposium on Fibre Reinforced Polymer reinforcement for Reinforced Concrete Structures (FRPRCS-7), New Orleans, Louisiana, November 7-10, 2005
- [11] Mufti, A., Onofrei, M., Benmokane, B., Banthia, N., Boulfiza, M., Newhook, J., Bakht, B., Tadros, G., Brett, P.: *Report on the Studies of GFRP Durability in Concrete from Field Demonstration Structures*, Composites in Construction, 3rd International Conference, Lyon France, 11-13 July, 2005
- [12] Benmokane, B., Cousin, P.: *University of Sherbrooke GFRP Durability Report*, ISIS Canada, April 2005

- [13] Porter, M. L., Barnes B.A., **Accelerated Durability of FRP Reinforcement for Concrete Structures**, *1st International Conference on Durability of Fibre Reinforced Polymer Composite for Construction*, CDCC'98, Sherbrooke (Quebec), Canada, 1998
- [14] Seen, R., Mullins, G., Salem, T., **Durability of E-Glass / Vinylester Reinforcement in Alkaline Solution**, *ASI Structural Journal*, V.99, No. 3, pp. 369-375
- [15] www.diselectric.com
- [16] **TRISCO & KORBU 86**, Version 10.0w, 2002

TABELLE 1: BRUCHSPANNUNGEN UND E-MODULI DES GFK-DRUCKPROFILS, VARIANTE 1

	Mittelwert [N/mm ²]	Bruchspannung	Mittelwert E-modul [N/mm ²]
parallel zur Faserrichtung	430.2		22'972
senkrecht zur Faserrichtung	134.8		6'621

TABELLE 2: BRUCHLASTEN UND BRUCHSPANNUNGEN DER VERBINDUNGEN BEWEHRUNGSSTAB - STAHLMUFFE - GFK-PROFIL

Probenbezeichnung	Last [kN]	σ_s [N/mm ²]	σ_{GFK} [N/mm ²]*
Mittelwert Ø 16 mm	125.44	624.2	277.4
Mittelwert Ø 18 mm	157.10	617.7	347.4
Mittelwert Ø 20 mm	190.26	605.9	420.8

*) Die Spannungen wurden analog [3] auf einen Aussendurchmesser von 24 mm bezogen.

TABELLE 3: MITTELWERTE DER ZUGFESTIGKEITSPRÜFUNG DER ANSCHLIESSENDEN BEWEHRUNGSSTÄHLE

Durchmesser [mm]	Last bei 0.2% Dehnung [kN]	Spannung bei 0.2% Dehnung [N/mm ²]	Bruchlast [kN]	Bruchspannung [N/mm ²]
16	105	521	126	628
18	116	513	157	616
20	182	578	208	663

TABELLE 4: SPANNUNGSNACHWEISE BZGL. MAX. MOMENT UND QUERKRAFT

	Max. Querkraft	max. Schubspannung	Bruchmoment	Zugkraft Druckkraft	σ_S	σ_{GFK}	σ_{1D}	σ_D	σ_{3D}	σ_{DST}
	[kN]	[N/mm^2]	[kNm]	[kN]	[N/mm^2]					
TTE D18mm										
1. Phase			38.2	318.3	625	235	137	28.7	114.8	30.1
2. Phase	131.2	96.6	38.39	319.9	628	236	138			30.2
TTE D20mm										
1. Phase			35.6	296.7	472	219	128	29.5	118	28.0
2. Phase	111.2	81.9	33.39	278.3	442	205	120			26.3
TTE „Q“D18mm										
2. Phase	124.2	a) 74.37 b) 66.13	36.64	305.3	599	225	132	32.1	128.4	28.9

TABELLE 5: ZUGDEHNUNGEN DER GFK-GEWINDESTÄBE UND STAUCHUNGEN DER GFK-DRUCKPROFILE

	Max. Querkraft	Bruchmoment	Zugkraft Druckkraft	Dehnsteifigkeit EA je Zugstab	Dehnsteifigkeit EA je Druckprofil	ε_{GFK}	$\varepsilon_{Druckprofil}$
	[kN]	[kNm]	[kN]			[‰]	[‰]
TTE D18mm							
		14.14*				1.4	2.3
1. Phase		38.2	318.3	21786400	13119132	3.7	6.1
2. Phase	131.2	38.39	319.9	21786400	13119132	3.7	6.1
TTE D20mm							
1. Phase		35.6	296.7	21786400	13119132	3.4	5.7
2. Phase	111.2	33.39	278.3	21786400	13119132	3.2	5.3
TTE „Q“D18mm							
2. Phase	124.2	36.64	305.3	21786400	13119132	3.5	5.8

* Moment unter 1.0 fachen Lasten (Gebrauchslasten)

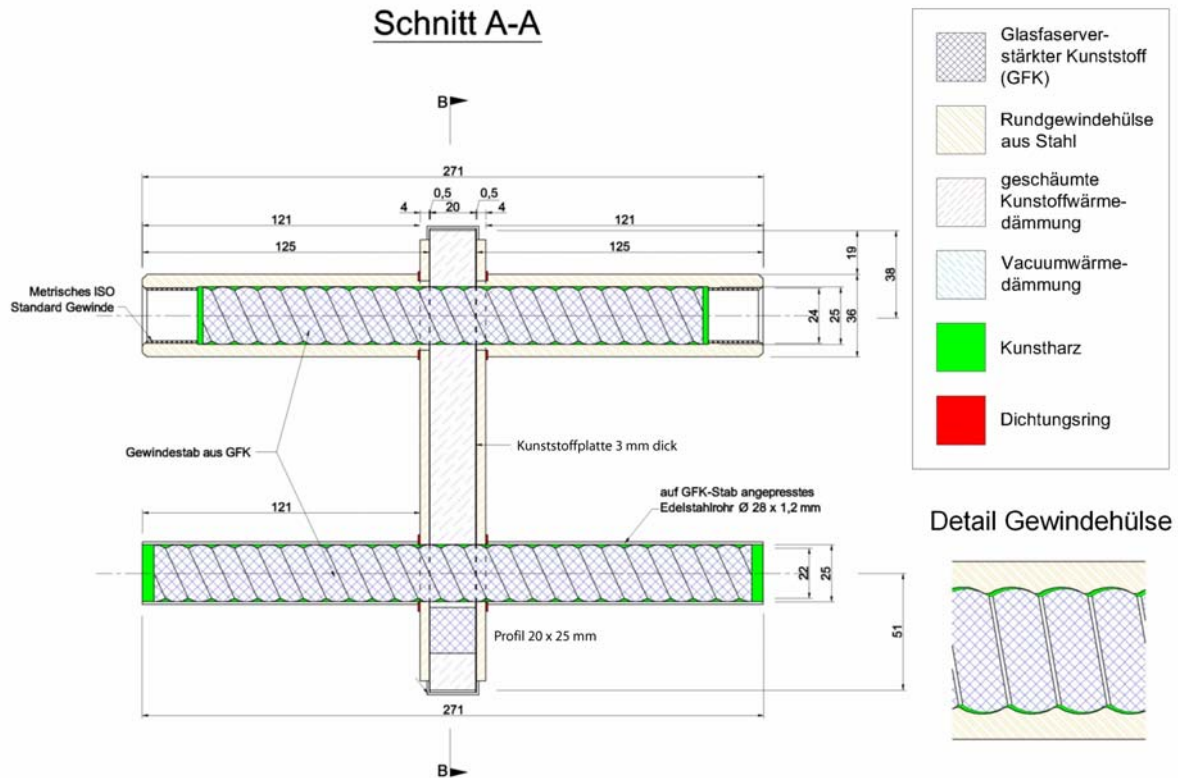


ABB. 1: QUERSCHNITT DES THERMOTRAGELEMENTES (TTE). IN EINEM VEREINFACHTEN BERECHNUNGSMODELL WIRD DAS ÄUSSERE BELASTUNGSMOMENT DURCH DAS GFK-RUNDPROFIL (OBEN, AUF ZUG BEANSPRUCHT) UND DURCH DAS GFK-DRUCKPROFIL (UNTEN) ÜBERTRAGEN. DAS UNTERE GFK-RUNDPROFIL ÜBERNIMMT DIE FUNKTION EINES QUERKRAFTDORNS. IN DER AKTUELLEN VERSION DES TTE SCHÜTZT EINE 3 MM DICKE KUNSTSTOFFPLATTE DAS VAKUUMISOLATIONSPANEEL VOR MECHANISCHEN EINFLÜSSEN. GLEICHZEITIG WIRD DAS EINDRINGEN VON FEUCHTIGKEIT VERHINDERT.

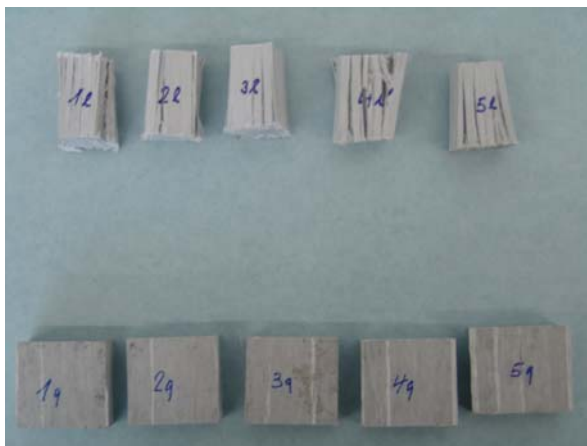


ABB.2: PROBEN DER DRUCKPROFILE, PARALLEL ZUR FASER GETESTET (OBEN), SENKRECHT ZUR FASER GETESTET (UNTEN); VARIANTE 1

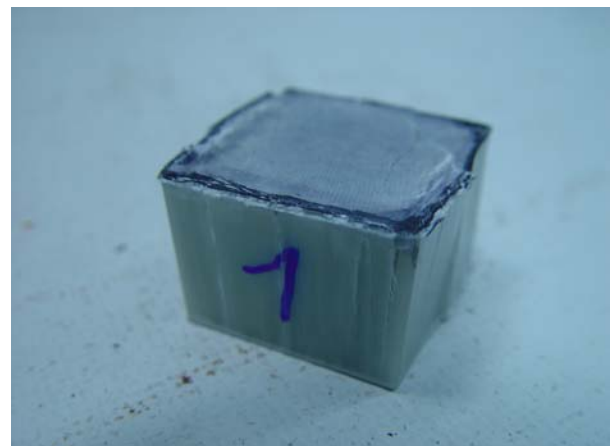


ABB. 3: PROBE 1 PARALLEL ZUR FASER GETESTET (VARIANTE 2)

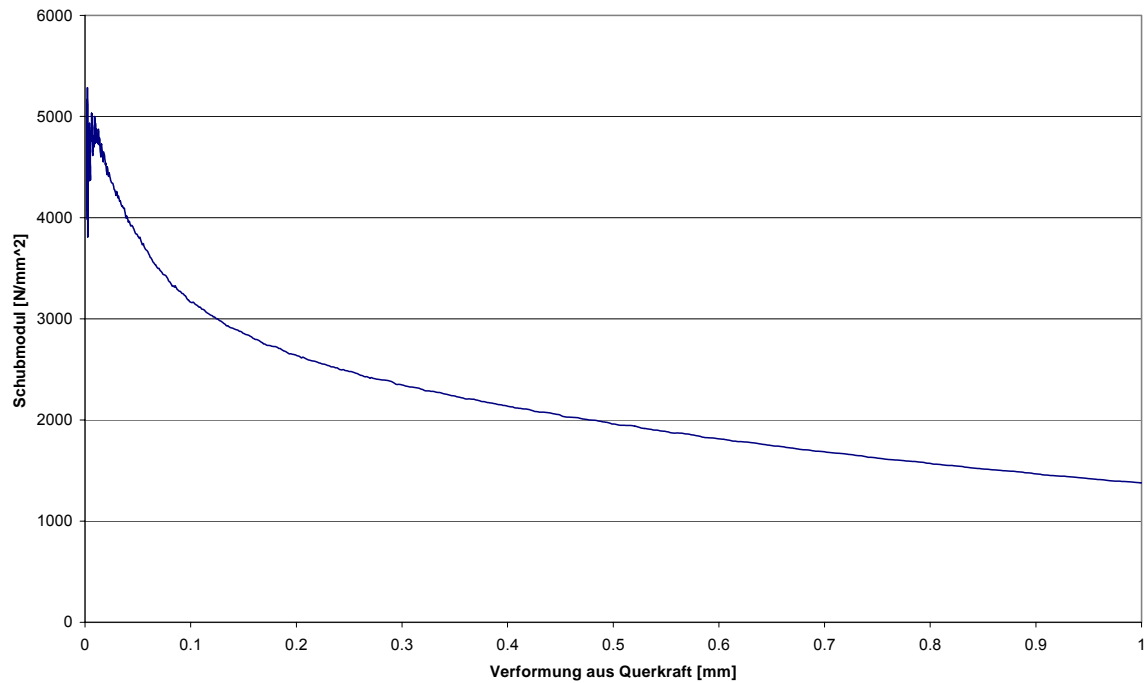


ABB. 4: SCHUBMODUL / VERFORMUNG AUS DER QUERKRAFT FÜR DAS RECHTECKPROFIL 20 X 40 MM



ABB. 5: BRUCHBILDER ALLER PRÜFKÖRPER NACH DEM ZUGTEST. DAS VERSAGEN DER ZUGVERBINDUNG TRAT DURCH DAS ÜBERSCHREITEN DER ZUGGRENZE DES BEWEHRUNGSSTAHLS EIN.

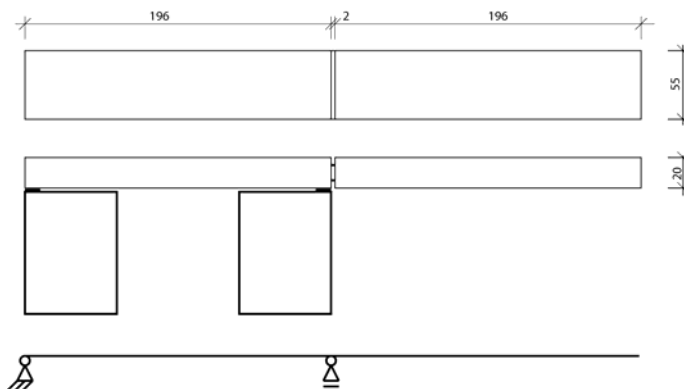


ABB.6: MASSE DER PRÜFKÖRPER UND STATISCHES SYSTEM.



ABB.7: DER BRUCH DES PRÜFKÖRPERS TTE D18 MM BEI EINEM GESAMTEN BELASTUNGS MOMENT $M = 38.2 \text{ kNm}$ WURDE DURCH DAS FLIESSEN DER STAHLBEWEHRUNG EINGELEITET.



ABB.8: BEI EINEM MOMENT $M = 35.6 \text{ kNm}$ WAR DIE ZUGGRENZE DES BEWEHRUNGSSTAHLS NOCH NICHT ERREICHT. DER GENAUE VERSAGENSMECHANISMUS DIESES PRÜFKÖRPERS TTE D20 MM IST NOCH UNGEKLÄRT.

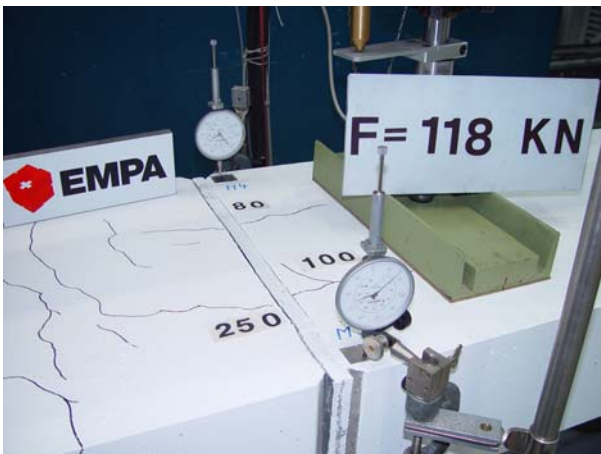


ABB.9: BEIM PRÜF-KÖRPER TTE „Q“ D18 MM WURDE EINE MAXIMALE QUERKRAFT VON $Q = 124.2 \text{ kN}$ ERREICHT. DAS MAXIMALE MOMENT BETRUG $M = 36.63 \text{ kNm}$

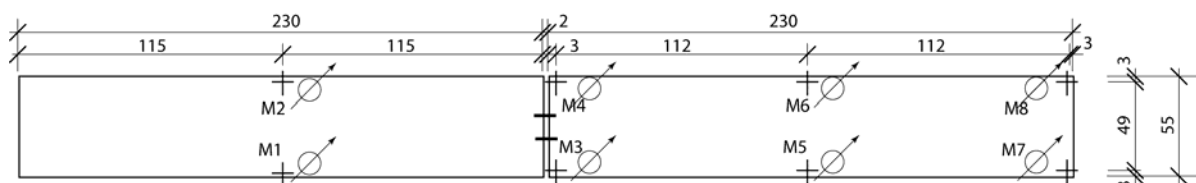


ABB.10:MESSPUNKTE FÜR VERTIKALE VERSCHIEBUNGEN.

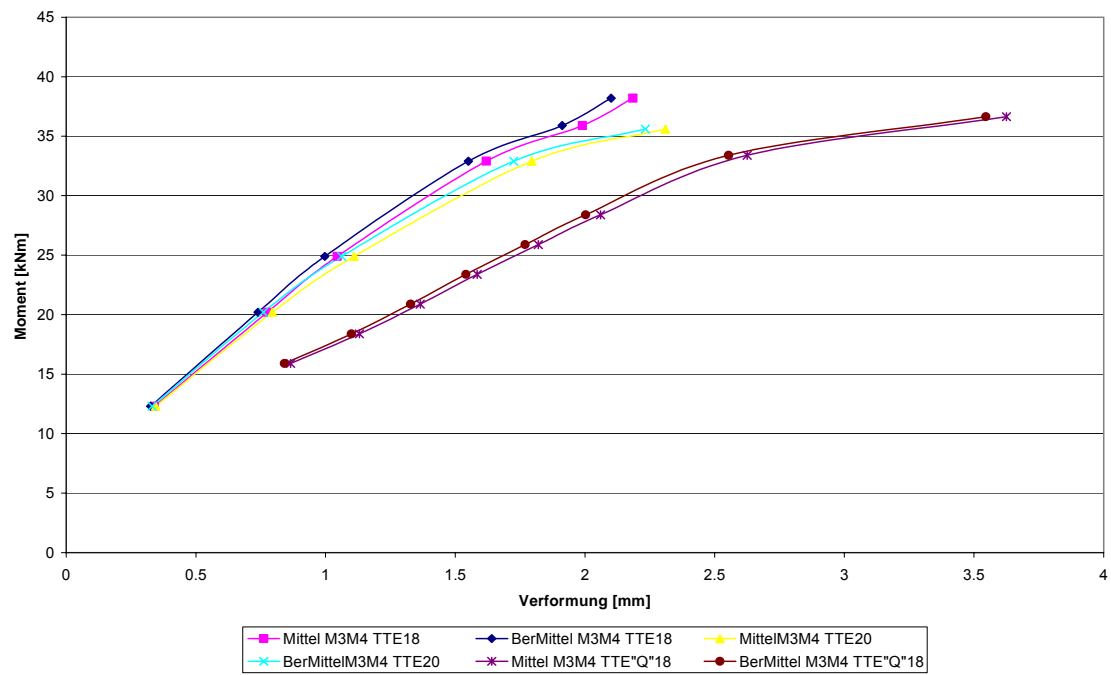


ABB. 11: MOMENT – VERFORMUNGEN (DIE WERTE DER MESSPUNKTE M3 UND M4 WURDEN GEMITTELT) FÜR DIE PRÜFKÖRPER TTE18, TTE20 UND TTE“Q“18

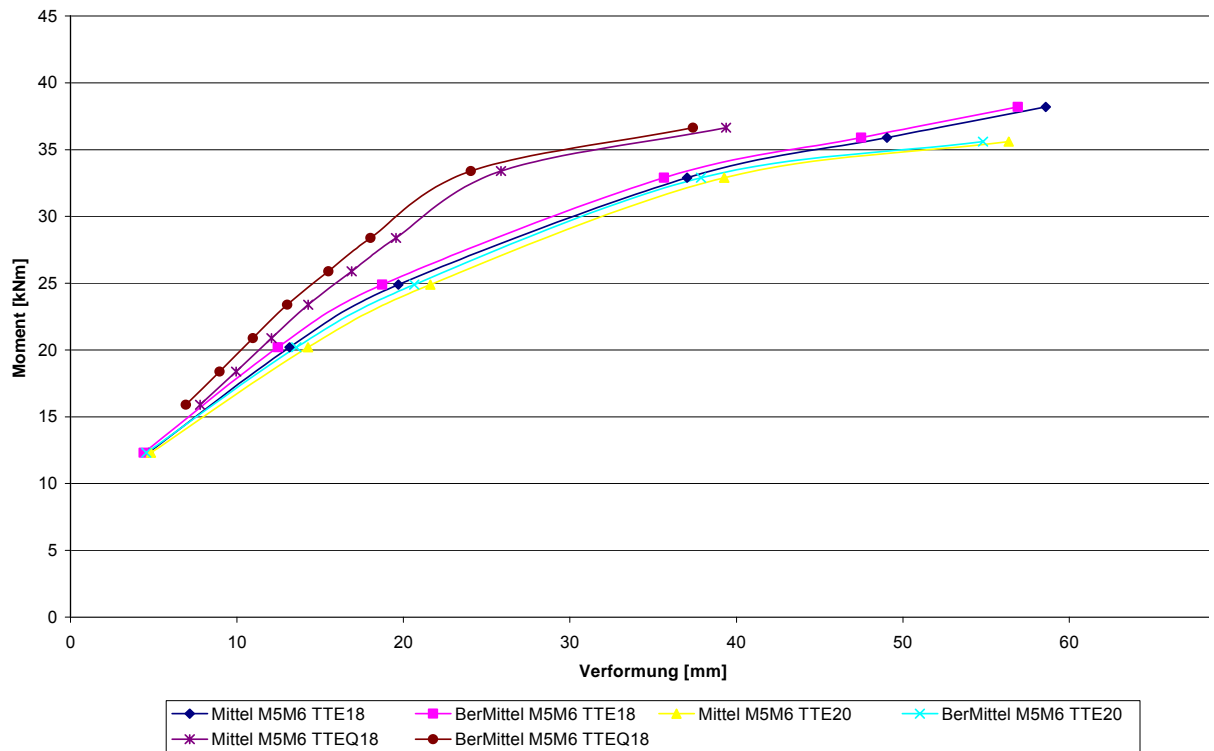


ABB. 12: MOMENT – VERFORMUNGEN (DIE WERTE DER MESSPUNKTE M5 UN6 M4 WURDEN GEMITTELT) FÜR DIE PRÜFKÖRPER TTE18, TTE20 UND TTE“Q“18

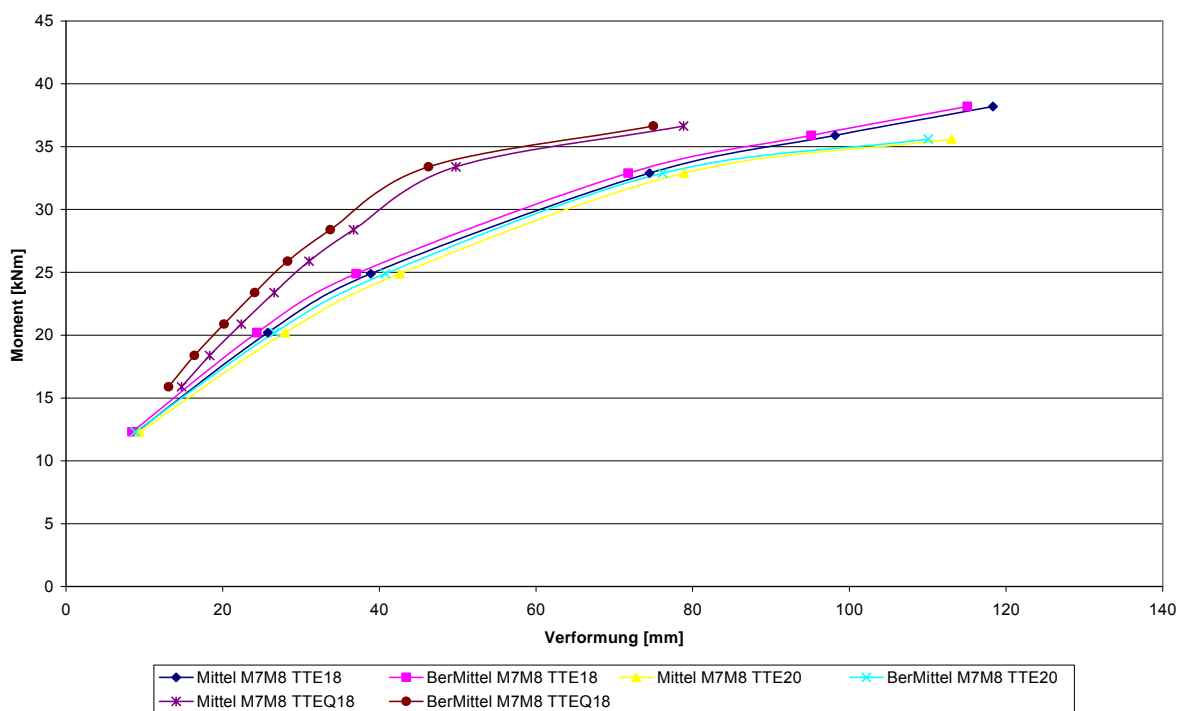


ABB. 13: MOMENT – VERFORMUNGEN (DIE WERTE DER MESSPUNKTE M7 UND M8 WURDEN GEMITTELT) FÜR DIE PRÜFKÖRPER TTE18, TTE20 UND TTE“Q“18

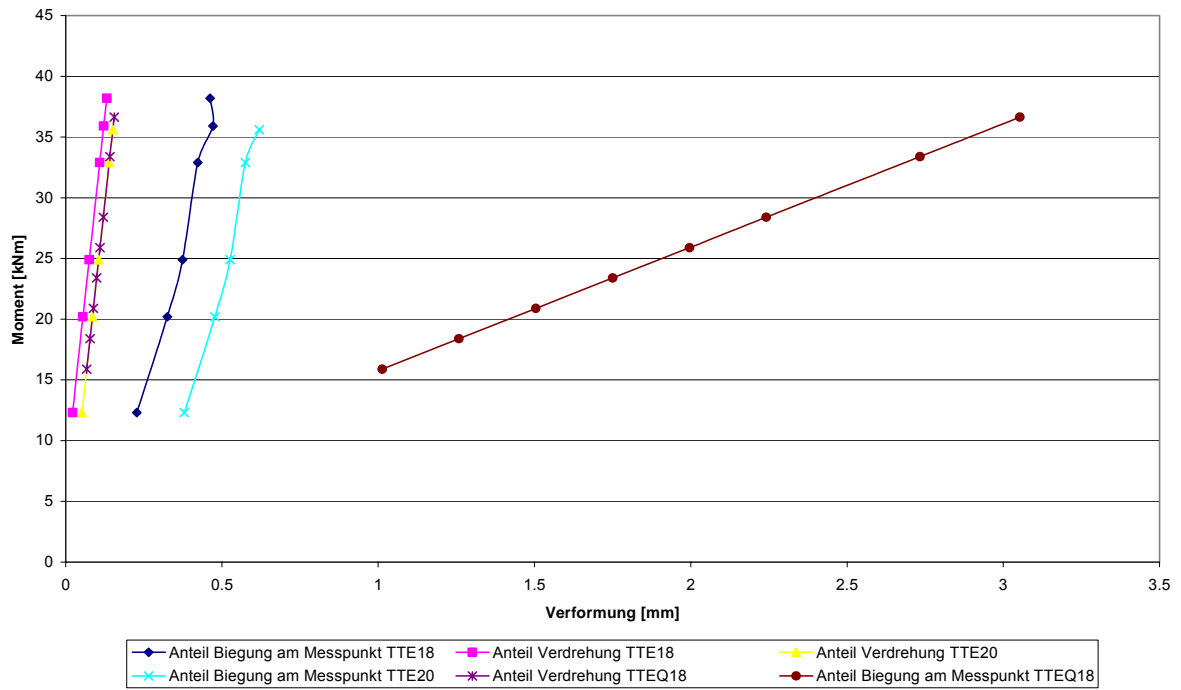


ABB. 14: ANTEILE DER VERFORMUNGEN AUS DER BIEGUNG UND AUS DER VERDREHUNG DES TTE FÜR DIE MESSPUNKTE M3+M4 FÜR ALLE DREI PRÜFKÖRPER

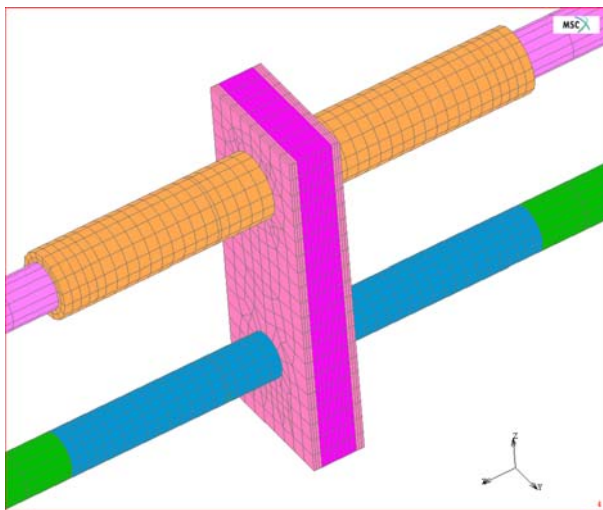


ABB. 15: MODELLIERTES DETAIL EINES TTE

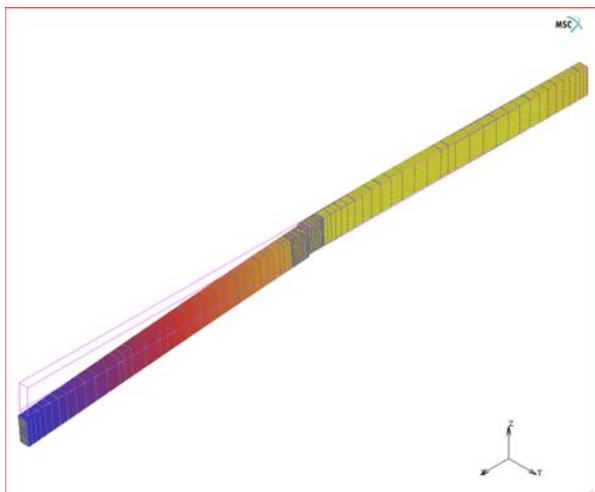


ABB. 16: VERFORMTE STRUKTUR



ABB. 17: APPLIZIERTER FEUCHTESENSOR (NACH DEM VERSUCH)

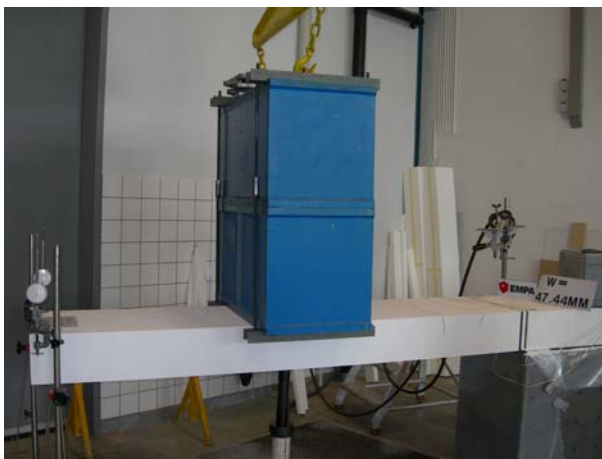


ABB. 18: STUFENWEISE BELASTUNG. DIE LAST HING AM KRAN UND WURDE ÜBER EINEN FEDERKRAFTMESSETER GESTEUERT. RECHTS IM BILD IST DIE SPRITZAPPARATUR ZU ERKENNEN.

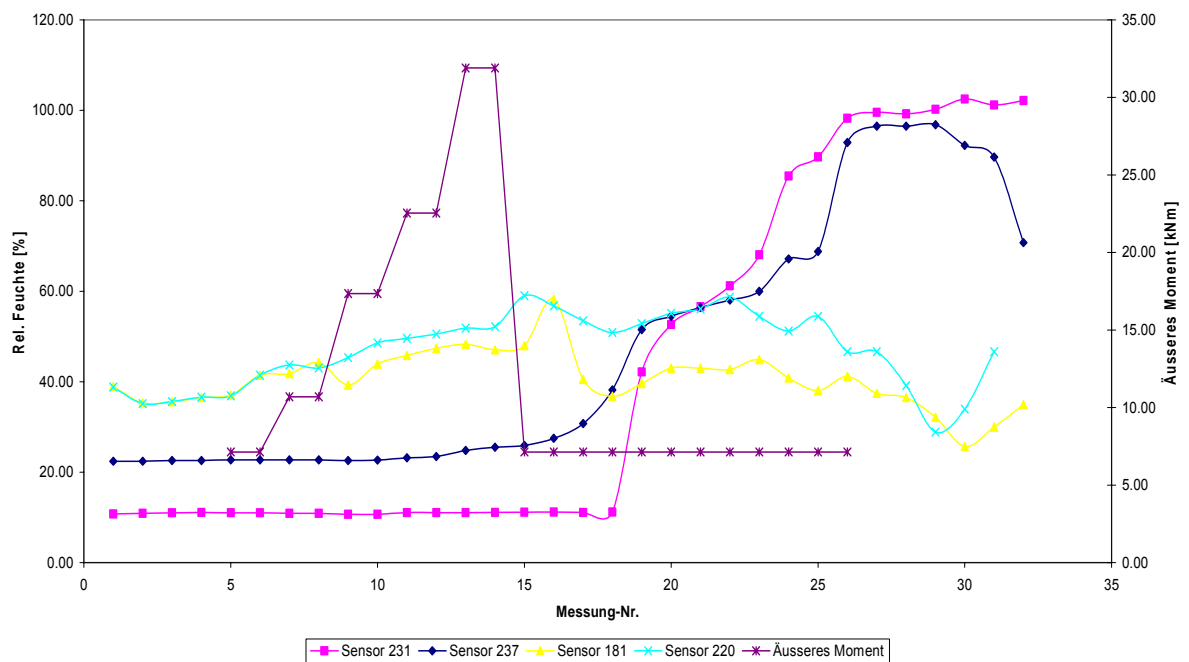


ABB. 19: Relative Feuchte im TTE (Sensoren 231, 237) und relative Luftfeuchtigkeit (Sensoren 181, 220)

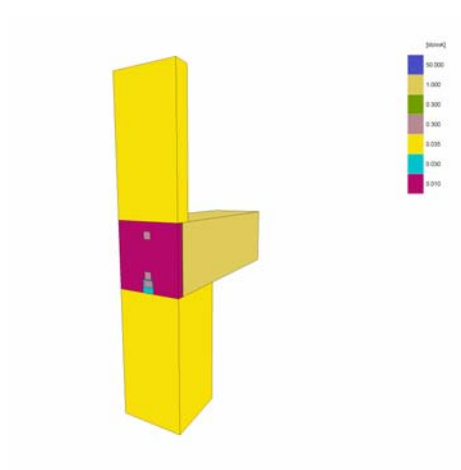


ABB. 20: DREIDIMENSIONALE ABBILDUNG DER STRUKTUR. DIE ROTE FLÄCHE KENNZEICHNET DAS VIP, DIE HELLBLAUE DIE KONVENTIONELLE WÄRMEDÄMMUNG

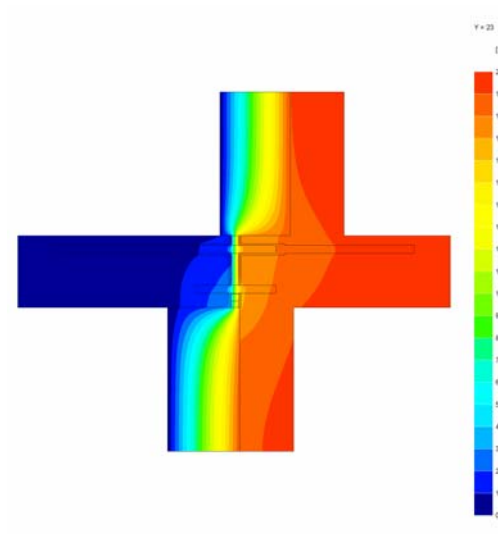


ABB. 21: ISOTHERMEN IN DER MITTE DES TTE