

Kompensation von vertikalen Temperaturgradienten an Brücken durch Temperaturinduktion

Klimatische Einflüsse führen zu instationären Temperaturfeldern in Brücken. Der linear veränderliche, vertikale Temperaturanteil erzeugt in statisch unbestimmt gelagerten Tragwerken Zwangsschnittgrößen in Form von Biegemomenten. Beispielsweise im Sommer können diese so groß wie die Belastungen aus Verkehr werden. Eine lokale Temperaturinduktion kann dies reduzieren. Dazu wird die Bodenplatte geheizt und die Fahrbahnplatte gekühlt – bzw. umgekehrt. Dies induziert einen invertierten Gradienten und kompensiert äußere Temperaturbeanspruchungen.

Eine Methode zur Temperierung von Querschnitten wurde zunächst an einem Demonstrator einer Spannbetonbrücke mit Hohlkastenquerschnitt im Maßstab von 1:2 entwickelt und dann am realen Bauwerk umgesetzt. Mittels Heizmatten und Wasserkühlung wurde die Temperaturinduktion im Inneren des Hohlkastens realisiert. Intern verbaute Thermoelemente messen die Temperatureausbreitung und validieren die Ergebnisse einer numerischen Vergleichsrechnung des instationären Temperaturfeldes. Die Ergebnisse zeigen, dass der Temperaturgradient durch Kühlen mit ca. -30 W/m^2 und Heizen mit ca. 90 W/m^2 um $-8,4 \text{ °C}$ verändert werden kann. Die Übertragung des Systems auf eine Spannbetonbrücke belegt die Wirksamkeit unter ambienten thermischen Randbedingungen. An dieser wurde allein durch Heizen der Bodenplatte mit 37 W/m^2 der Gradient um ca. $-2,0 \text{ °C}$ über einen Zeitraum von 38 Stunden verändert.

Stichworte Temperatur; Temperaturgradient; Temperaturinduktion; Temperaturfeldberechnung; Spannbetonbrücke, Hohlkastenquerschnitt; Zwangsschnittgrößen; Sensorpositionierung

Compensation of vertical temperature gradients on bridges using temperature induction

Climatic effects induce non-stationary temperature fields into bridges. The linear, vertical temperature portion generates bending constraints in statically indeterminate structures. In summer, for example, the associated stresses can be as large as those due to traffic. Local temperature induction offers a way out when the bottom slab is heated, and the deck slab is cooled - or vice versa. This induces an inverted gradient and compensates for external temperature stresses.

A method for temperature induction of cross-sections was first developed on a scaled demonstrator (1:2) of a prestressed concrete box girder bridge and subsequently realized on the real structure. Temperature induction inside the box girder was achieved through

heating mats and water cooling. Internally installed thermocouples measure the temperature distribution and validate the results of numerical computation of the non-stationary temperature field. The results indicate that the temperature gradient can be adjusted by $-8.4\text{ }^{\circ}\text{C}$ through cooling at about -30 W/m^2 and heating at about 90 W/m^2 . Applying the system to a prestressed concrete bridge demonstrates its effectiveness under ambient thermal conditions, too. On this bridge, heating the bottom slab with 37 W/m^2 already changed the gradient by about $-2.0\text{ }^{\circ}\text{C}$ over a period of 38 hours.

Keywords temperature; temperature gradient; temperature induction; computation of temperature fields; prestressed concrete bridge; box girder, constraint moment, sensor placement

1 Einleitung

Die maßgebenden Temperaturbeanspruchungen von Brücken resultieren aus klimatischen Einwirkungen. Diese Einwirkungen führen zu instationären und ungleichmäßigen Temperaturfeldern im Tragwerk [1–3]. Jedes beliebige Temperaturprofil eines Querschnitts kann nach DIN EN 1991-1-5 (EC 1) in vier Anteile zerlegt werden [4; 5]: den konstanten Anteil ΔT_N , linear veränderliche Anteile in vertikaler ΔT_{My} und horizontaler Richtung ΔT_{Mz} sowie einen nichtlinearen Rest ΔT_E . Der horizontale Gradient ΔT_{Mz} sowie der nichtlineare Anteil ΔT_E sind i. d. R. für die Bemessung von Betonbrücken vernachlässigbar [1; 2; 5]. Aus dem konstanten Anteil ΔT_N resultiert bei zwangsfreier Lagerung einzig eine Längsausdehnung der Brücke. Der vertikale Temperaturgradient ΔT_{My} führt hingegen zu Krümmungen, die in statisch unbestimmten Systemen Zwangsschnittgrößen verursachen [1].

In Betonbrücken ist ΔT_{My} im Wesentlichen von den ambienten Randbedingungen und somit indirekt von der Tages- und Jahreszeit abhängig [1; 6]. Im Sommer können sich Brückenoberseiten infolge Sonneneinstrahlung auf über $55\text{ }^{\circ}\text{C}$ erwärmen [2]. Derweil verbleibt der restliche Querschnitt deutlich kühler und erwärmt sich nur langsam. Es stellen sich ungleichmäßige Temperaturverteilungen z. B. nach Bild 1 (oben) ein, woraus große vertikale Temperaturgradienten von $\Delta T_{My} > 10\text{ }^{\circ}\text{C}$, hier exemplarisch $12,7\text{ }^{\circ}\text{C}$, resultieren [2; 7]. Das erzeugt Zwangsschnittgrößen in Form von Biegemomenten M_y , die durchaus die gleiche Größenordnung wie diejenigen aus Verkehrslasten erreichen können [1].

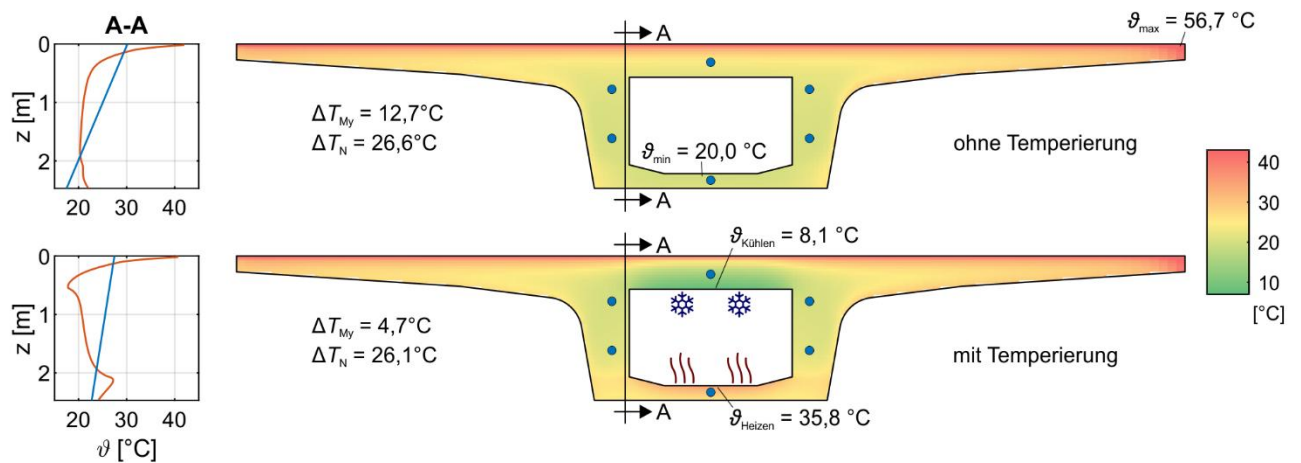


Bild 1 Exemplarische Temperaturprofile einer Brücke an einem heißen Sommertag ohne (oben) und mit Temperierung (unten)
 Exemplary temperature profiles of a bridge on a hot summer day without (top) and with temperature induction (bottom)

Eine Kompensation des vertikalen Temperaturgradienten kann folglich die Beanspruchung des Tragwerks wesentlich reduzieren [8–10]. Das ist über eine aktive Temperaturinduktion im Querschnitt möglich, wie das Simulationsergebnis in Bild 1 unten exemplarisch verdeutlicht. Zur Beeinflussung der Zwangsschnittgrößen ist es dabei ausreichend die Temperierung lokal begrenzt, also nicht über die gesamte Brücken- oder Feldlänge, auszuführen und dies über einen erhöhten Temperaturgradienten auszugleichen [8]. Der Einfluss von Induktionslänge und Gradient auf das Biegemoment ist jeweils linear [10]. Bei der lokal begrenzten Temperierung einzelner Querschnittsteile muss jedoch eine etwaige Rissbildung infolge ΔT_E beachtet und vermieden werden [11].

Einen Überblick über geeignete Heiz- und Kühlmethoden für Betonstrukturen liefern [12–14]. Die höchste Effektivität erzeugt die Temperierung der Querschnittsränder. Dies ist allerdings baupraktisch (Zugänglichkeit) ungünstig. Nachträglich ergänzt sind das Heizen und Kühlen von der Brückenunterseite bzw. aus dem Innern von Hohlkästen heraus (vgl. Bild 1) vorteilhaft und ohne Beeinträchtigung des Verkehrs realisierbar.

Der Beitrag stellt die Kompensation von vertikalen Temperaturgradienten mittels Temperaturinduktion sowie die prototypische Anwendung an einer Bestandsbrücke vor. Für die experimentelle Entwicklung der Methode wurde ein Demonstrator mit Hohlkastenquerschnitt im Maßstab 1:2 zu einem Referenzquerschnitt erstellt und mittels Heiz- und Kühlsystemen temperiert (Abs. 2). Die Versuchsergebnisse (Abs. 3) und instationären Temperaturfelder werden numerisch nachgerechnet (Abs. 4). Auf Grundlage der experimentellen und numerischen Ergebnisse werden das Messsystem und die Temperierungsmethode optimiert (Abs. 5), auf das Referenzbauwerk übertragen und an diesem validiert (Abs. 6).

2 Experimentelle Entwicklung der Temperierung am Demonstrator

2.1 Zielsetzung

Das Kühl- und Heizsystem wird im Maßstab 1:2 zum späteren Referenzbauwerk an einem Demonstrator experimentell entwickelt. Ziel ist es, die Wirksamkeit der Temperaturinduktion zu untersuchen und die Implementierung in der numerischen Temperaturfeldberechnung zu validieren. Zudem wird die Positionierung von Temperatursensoren zur effizienten Abschätzung des vertikalen Temperaturgradienten untersucht. Anhand der Erkenntnisse aus dem Versuch wird anschließend die Temperaturinduktion für die gezielte Einstellung vertikaler Temperaturgradienten an der Referenzbrücke ausgelegt.

2.2 Versuchsaufbau und Messtechnik

Bild 2 zeigt den Demonstrator. Er bildet den Regelquerschnitt des Referenzbauwerks (vgl. Abs. 6 und [15]) auf einer Länge von 1,0 m ab. Seine Gesamthöhe beträgt 1,20 m. Die Breite der Fahrbahnplatte wird aus Gründen der Gewichtsreduktion auf 4 m (entspricht Maßstab 1:4) beschränkt. Vouten und Ausrundungen des Realquerschnittes werden vernachlässigt, sodass die Stege mit konstanter Breite (30 cm) und die Boden- (12,5 cm) und Fahrbahnplatten (25 cm) mit konstanter Dicke hergestellt werden. Der Beton entspricht der Festigkeitsklasse C30/37. Die konstruktive Bewehrung ist einheitlich als Flächenbewehrung mit $\varnothing 8/15$ in beiden Richtungen an allen Oberflächen der Innen- und Außenseiten ausgeführt (s. Bild 2, links). Der Demonstrator lagert auf Holzbalken unter den Stegen, d.h. in einem Abstand von ca. 10 cm zum Boden. Die Stirnseiten werden mit XPS-Platten isoliert (s. Bild 3), sodass – analog zu lang ausgedehnten Tragwerken, wie Brücken – kein Wärmestrom in Längsrichtung entsteht und sich die Veränderung des Temperaturfeldes auf den Querschnitt beschränkt [7].

Die Temperaturmesstechnik besteht aus 18 Thermoelementen (TE) und sechs Glasfasersensoren (Distributed Fiber Optic Sensors – DFOS), die symmetrisch im Querschnitt angeordnet werden. Bild 2 zeigt die Messtechnik am halben System, sowie die verbauten Sensoren. Die Messung erfolgt mit Messraten von $f_{TE} = 1/50$ Hz bzw. $f_{DFOS} = 1/300$ Hz. Begleitend messen ein externer Temperatursensor ($f_{Le} = 1/300$ Hz) die Umgebungstemperatur und ein Wärmeflussensor ($f_{WS} = 1/50$ Hz) die übertragene Wärmemenge zwischen Heizmatte und Bodenplatte.

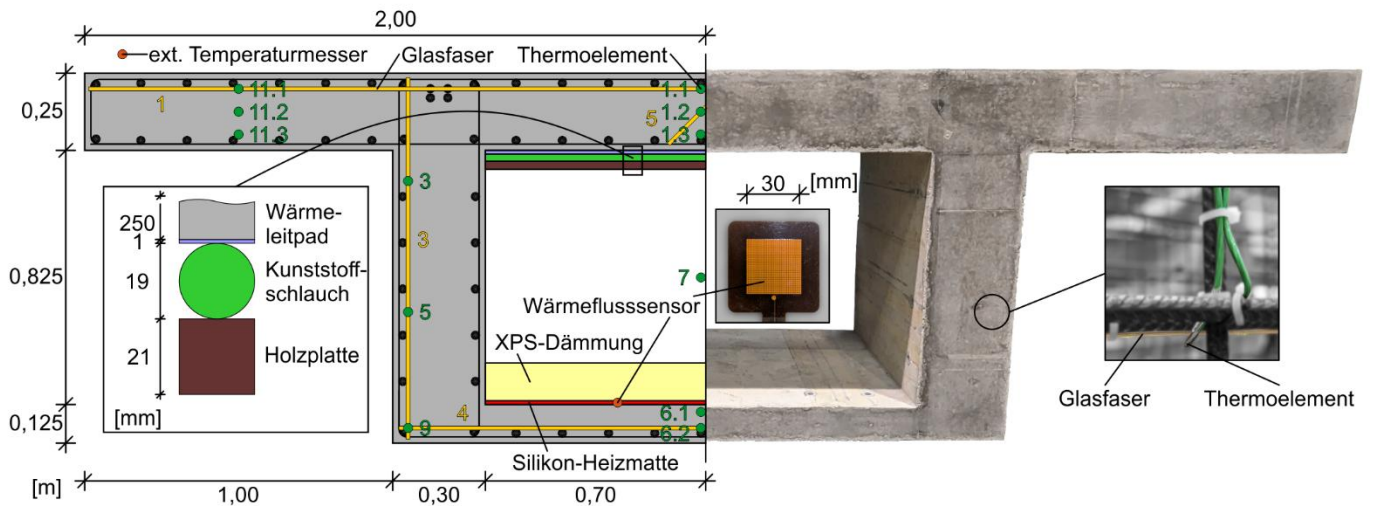


Bild 2 Schematische Darstellung des Demonstrators inkl. Bewehrung und Messtechnik sowie Aufbau der Temperaturinduktion (links) und Foto der Umsetzung mit Detail der intern verbauten Messtechnik (rechts)

Illustration of the demonstrator with reinforcement and sensors along with the setup for temperature induction (left) and a photo showing the realization on-site and a detail of the internally installed sensors (right)

Die Thermoelemente sind gleichmäßig über Fahrbahn- und Bodenplatte sowie die Stege verteilt. Die Sensoren 1.1 bis 1.3 und 6.1 und 6.2 erfassen das lokale Temperaturprofil über die Höhe von Fahrbahn- und Bodenplatte im Bereich des Hohlkastens. Analog sind die Sensoren 10.1 bis 10.3 und 11.1 bis 11.3 im rechten und linken Kragarm der Fahrbahnplatte angeordnet. Die TE 3, 5 und 9 sind im linken Steg, die TE 2, 4 und 8 im rechten Steg angeordnet. TE 7 misst die Innenlufttemperatur im Hohlkasten. TE 1.2, 6.2 sowie 2 bis 5 und 7 entsprechen in ihrer Lage der am Referenzbauwerk zuvor verbauten Messtechnik [16].

Die DFOS werden zur Temperaturmessung in Kapillaren geführt, sodass sie mechanisch vom Beton entkoppelt sind und allein thermische Dehnungsänderungen erfassen, die in Temperaturänderungen transformiert werden [17]. Zur Referenzierung der absoluten Temperaturen liegt mindestens ein Thermoelement an jeder Glasfaser an (Bild 2, rechts). Die DFOS sind in Fahrbahn- (DFOS 1) und Bodenplatte (DFOS 4) quer geführt und vertikal in beiden Stegen (DFOS 2 und 3). DFOS 5 misst die Temperaturverteilung über die Höhe der Fahrbahnplatte. Aufgrund der begrenzten Plattenhöhe und zur Einhaltung der Mindestbiegeradien der Glasfaser, ist sie in einem Winkel von 45° zur Plattenoberseite verlegt.

2.3 Temperaturinduktion

Zum Wärmeeintrag werden Silikon-Heizmatten verwendet. Diese zeichnen sich durch eine einfache und flexible Anwendung, eine hohe Wirksamkeit und ein breites Temperaturspektrum von bis zu ca. 200 °C aus [12]. Das Kühlen ist mittels Wasserkühlung realisiert, wobei die minimale Kühltemperatur auf 5 °C beschränkt ist [12]. Alternative Kühlsysteme, wie Peltierelemente oder Trockeneis erreichen zwar niedrigere Temperaturen, sind jedoch für den großflächigen Einsatz an

Brücken wenig geeignet (in der Kältezufuhr nicht regelbar) und werden hier nicht betrachtet.

Die Heizmatte ist ein konfektioniertes Passstück (140 x 94 [cm]). Sie wird auf die Bodenplatte gelegt und mit einer XPS-Dämmplatte abgedeckt. Ein Zweipunktregler hält die Zieltemperatur der Heizmatte konstant [18]. Das Wasserkühlungssystem besteht aus Kunststoffschläuchen, die in Schlaufen auf Holzplatten verlegt sind. Das Verlegungsrastrer (vgl. Bild 3, oben rechts) folgt aus den Mindeststradien, um ein Knicken des Schlauches zu vermeiden. Die Schläuche sind an eine Kältemaschine angeschlossen und bilden so ein geschlossenes System [12]. Das Gerät besitzt eine integrierte Regelung und entzieht dem Wasser durch eine Kompressionskühlung Wärme. Die Holzplatten mit Kühlsystem werden mit Zargenspannern an die Unterseite der Fahrbahnplatte gedrückt. Die erhöhten Anpressdrücke von Kühlung und Heizung verbessern die Temperaturübertragung auf den Beton [12]. Ein Silikon-Wärmeleitpad mit Keramikfüllung ($d = 1 \text{ mm}$, $\lambda = 2,5 \text{ W}/(\text{m}\cdot\text{K})$) an der Unterseite der Fahrbahnplatte (vgl. Bild 2) erhöht und vergleichmäßigt zusätzlich die Wärmeübertragung zwischen Kühlschläuchen und Beton.

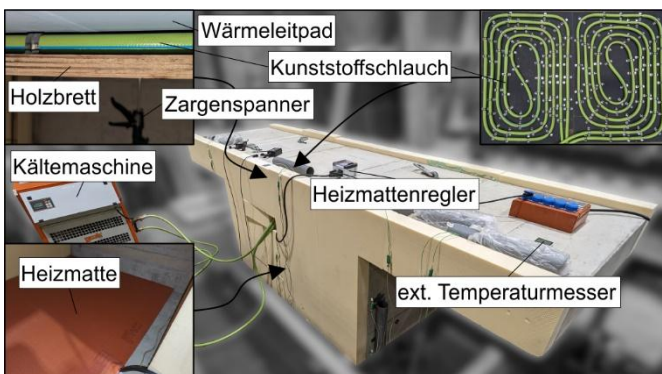


Bild 3 Umsetzung des Versuchsaufbaus im Labor mit Darstellung der Temperaturinduktion

Realization of the experimental setup for temperature induction in the lab

2.4 Versuchsdurchführung

Der Demonstrator wurde über einen Zeitraum von sieben Tagen temperiert. Die Gesamtversuchsdauer betrug elf Tage. Standort war die Versuchshalle der Ruhr-Universität Bochum (KIB-KON), weshalb äußere klimatische Einflüsse, wie die direkte Sonnenstrahlung, und tägliche Temperaturschwankungen gering ausfallen. Der Versuch startete am 23.11.2023 um 16 Uhr und lief bis zum 04.12.2023, 15 Uhr. Zu Versuchsbeginn betrug die Temperatur an allen Thermoelementen gleichmäßig etwa $17 \text{ }^\circ\text{C}$.

Zum Zeitpunkt $t = 18,5 \text{ h}$ nach Messbeginn begann die Temperaturinduktion. Die Wasserkühlung wurde auf $5 \text{ }^\circ\text{C}$ und die Heizmatte auf $30 \text{ }^\circ\text{C}$ Zieltemperatur geregelt. Nach etwa acht Tagen ($t = 186 \text{ h}$) wurden Heizung und Kühlung wieder ausgeschaltet. Nach Renormalisierung der Beton- auf die Umgebungstemperatur, wurde die Messung drei Tage später ($t = 263 \text{ h}$) gestoppt.

3 Ergebnisse

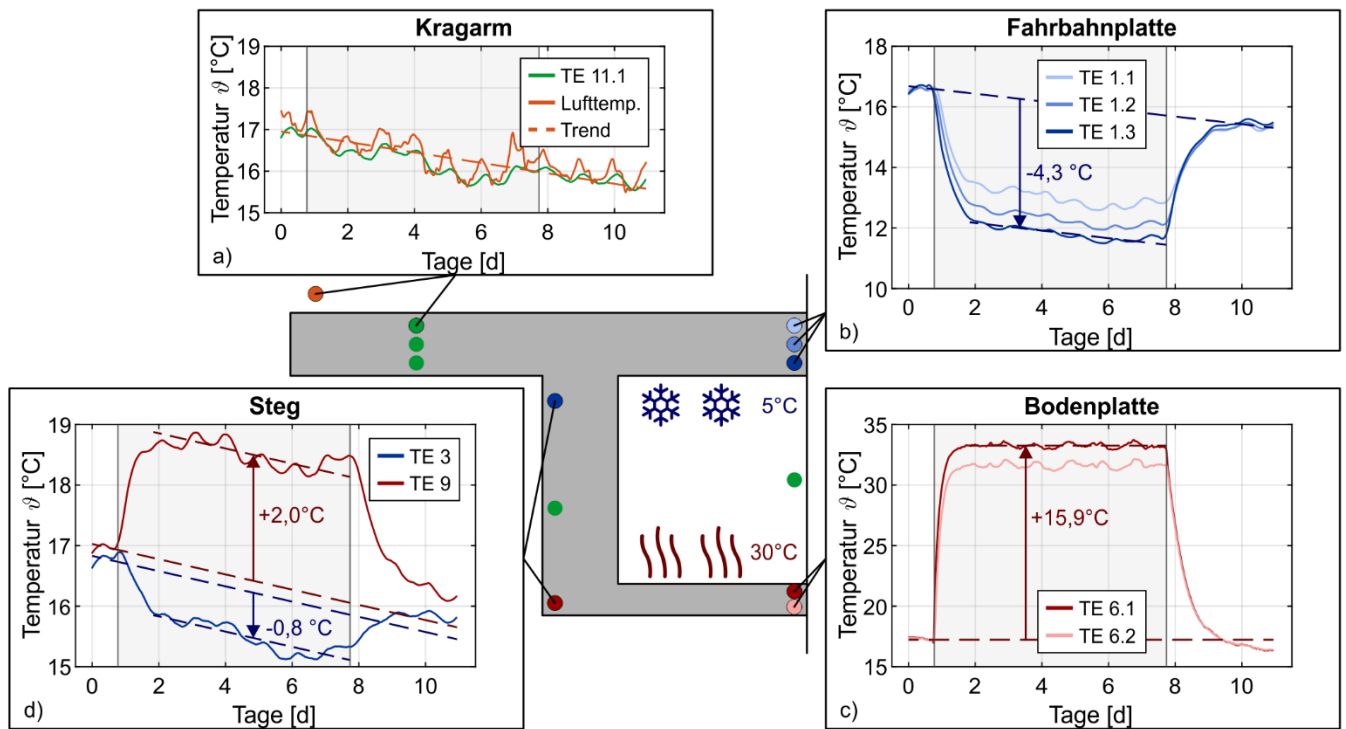


Bild 4 Verlauf der gemessenen Temperaturen ausgewählter Thermoelemente über den Versuchszeitraum

Measured temperatures of selected thermocouples during the test period

Die gemessenen Temperaturverläufe ausgewählter Thermoelemente sowie der Lufttemperatur sind in Bild 4 zusammengefasst. Der Zeitraum der Temperierung ist grau hinterlegt. Die symmetrisch angeordneten Sensoren der anderen Querschnittshälfte liefern vergleichbare Ergebnisse und sind daher ausgespart. Die Ergebnisse der DFOS-Temperaturmessung bestätigen die Ergebnisse der Thermoelemente und sind daher ebenfalls nicht dargestellt.

Die Lufttemperatur in der Versuchshalle (Bild 4a) weist einen abfallenden Trend über den Versuchszeitraum auf, der von Schwankungen im Tagesgang überlagert ist. Diesen Trend bildet eine lineare Funktion mittels Regression ab, die als gestrichelte Linie eingezeichnet ist. Der Temperaturabfall beträgt im Mittel ca. $0,13 \text{ }^\circ\text{C/d}$. Diese lineare Temperaturreduktion ist an allen Messstellen wiederzufinden und wird im Folgenden als quasi-stationärer Referenzzustand des Experiments definiert (gestrichelte Linie in allen Diagrammen). Temperaturänderungen werden auf diesen Zustand bezogen.

Die Betontemperatur im Kragarm ist exemplarisch durch TE 11.1 abgebildet. Während der Temperierung ist keine Beeinflussung durch Heizung oder Kühlung zu erkennen. Der Verlauf folgt dem Trend der Lufttemperatur mit tageszeitlichen Schwankungen.

Bild 4b zeigt die Verläufe der TE 1.1 bis 1.3 in der Fahrbahnplatte in Querschnittsmitte. Mit Beginn der Temperierung nehmen die Werte erwartungsgemäß ab. Nach einem deutlichen Abfall über einen Zeitraum von ca. 22 Stunden folgt die

mittlere Temperatur dem linearen Trend der Lufttemperatur. Bezogen auf den quasi-stationären Zustand stellt sich am TE 1.3 eine maximale Abkühlung um 4,3 °C ein. Bei den TE 1.2 und 1.1 mit größerem Abstand zum gekühlten Rand ist der Effekt entsprechend geringer (-3,8 °C und -3,1 °C). Nach dem Abschalten der Kühlung steigen die Temperaturen über einen Zeitraum von ca. einem Tag auf 15,4 °C an, was in etwa dem Niveau der Lufttemperatur entspricht.

Die Temperaturverläufe von TE 6.1 und 6.2 in der Bodenplatte sind in Bild 4c dargestellt. Die Temperaturen steigen mit Beginn der Temperierung an und erreichen nach ca. 12 Stunden den quasi-stationären Zustand mit 33,3 °C (TE 6.1) bzw. 31,6 °C (TE 6.2). Dies entspricht einer Temperaturzunahme um 15,9 °C bzw. 14,3 °C. Auffällig ist, dass die gemessenen Temperaturen die Zieltemperatur der Heizmatte von 30 °C übersteigen. Dies ist auf eine zusätzliche Erwärmung der Bodenplatte infolge der Abwärme der Kältemaschine und einen Wärmestau zwischen Demonstrator und Hallenboden zurückzuführen. Nach dem Abschalten der Heizung fallen die Temperaturen innerhalb von etwa einem Tag auf 16,6 °C ab.

Die übertragene Wärmestromdichte \dot{q} zwischen Heizmatte und Bodenplatte zeigt Bild 5 als Messergebnis des Wärmeflussensors. Bei anfangs großer Differenz zwischen Soll- und Ist-Temperatur ist die Wärmestromdichte hoch. Mit steigender Betontemperatur und damit sinkender Differenz nimmt sie ab. Überlagert ist die Messung von täglichen Schwankungen infolge der tageszeitlichen Temperaturänderung in der Versuchshalle und höherfrequenten Anteilen aus der Regelung, vgl. [19]. Die maximale Wärmestromdichte zu Beginn ist 511,3 W/m²; im quasi-stationären Zustand beträgt sie im Mittel 90,5 W/m².

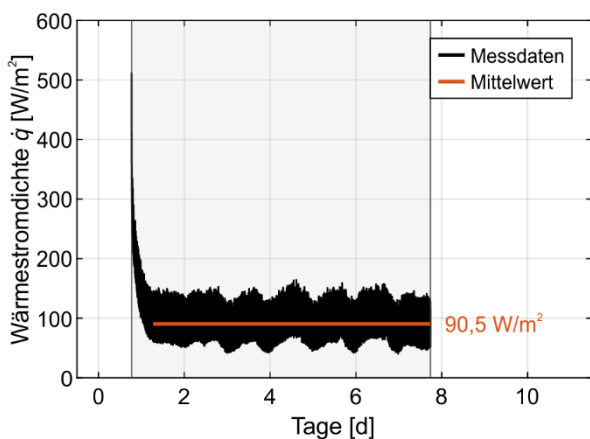


Bild 5 Verlauf der mittels Wärmeflussensor gemessenen Wärmestromdichte und mittlerer Wert im stationären Zustand

Heat flux measured by a sensor and mean value in the steady state

Die Temperaturverläufe im Steg sind in Bild 4d für TE 3 und 9 dargestellt. Infolge der Temperaturinduktion sinkt die Temperatur an TE 3 am oberen Stegrand. Relativ zum quasi-stationären Zustand ergibt sich eine Reduktion um ca. 0,8 °C. Am unteren Stegrand an TE 9 steigt die Temperatur um ca. 2,0 °C an.

4 Numerische Temperaturfeldberechnungen

4.1 Berechnungsgrundlagen und Umsetzung

Generell sind die Temperaturfelder von Brücken instationär. Sie verändern sich in Abhängigkeit der thermischen Randbedingungen über die Zeit. Bei geraden oder schwach gekrümmten Grundrissen und einheitlichem Querschnitt kann das Temperaturfeld in Längsrichtung als konstant angesehen werden. Es wird daher i. d. R. nur der ebene Fall betrachtet [7; 20]. Die Berechnung basiert auf der FOURIER'schen Differentialgleichung nach Gl. 1, die den instationären Wärmeleitungsprozess in Festkörpern beschreibt [21]. Sie bildet die Wärmebilanz, also das Gleichgewicht von innerer und zugeführter Wärmemenge eines Körpers, ab. Die innere Wärmemenge setzt sich aus dessen spezifischer Wärmekapazität c , der Rohdichte ρ und der zeitabhängigen Temperaturänderung $\partial\vartheta/\partial t$ zusammen. Die zugeführte Wärmemenge entspricht der Summe des Produkts von Wärmeleitung mit dem Leitfähigkeitskoeffizienten λ und dem räumlichen Temperaturgradienten $\nabla\vartheta$ mit einem optionalen Anteil einer zusätzlichen Wärmequelle W .

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial\vartheta}{\partial t} = \lambda \cdot \nabla^2\vartheta + W \quad (1)$$

Die Berechnung der Temperaturfelder erfolgt i. d. R. numerisch unter Berücksichtigung der klimatischen Randbedingungen und daraus resultierender Wärmeübertragung am Rand. Die Grundlagen der numerischen Umsetzung sowie die Berechnung für beliebige Querschnitte wurde bereits ausführlich in [7; 22–24] beschrieben. Eine Erweiterung für eine planmäßige Temperaturinduktion zeigt [16]. Das Berechnungstool nach [7; 16] wurde für die Nachrechnung des Versuchs um die Temperaturinduktion mit externen Kühl- und Heizsystemen an Bauteiloberflächen als Wärmequelle erweitert.

Für die numerische Berechnung wird der Querschnitt des Demonstrators durch ein orthogonales Netz diskretisiert. In [6] werden je Teilquerschnitt mindestens 5 Elemente über die Höhe empfohlen, um die Temperaturverteilung hinreichend genau abzubilden. Dementsprechend werden die Elementabmessungen mit einer einheitlichen Breite von 5 cm und einer Höhe von 2,5 cm festgelegt.

Das Material wird vereinfachend verschmiert als homogener Stahlbeton angenommen. Die thermischen Materialparameter betragen nach [25] für die Rohdichte $\rho_c = 2300 \text{ kg/m}^3$, für die spezifische Wärmekapazität $c_c = 1000 \text{ J/(kg}\cdot\text{K)}$ und für die Wärmeleitfähigkeit $\lambda_c = 2,3 \text{ W/(m}\cdot\text{K)}$.

Die Berechnung erfolgt zeitdiskret mit einem konstanten Zeitschritt von $\Delta t = 150 \text{ s}$. Dieser genügt für die gegebenen Elementabmessungen und Materialkennwerte dem Grenzkriterium des Zeitschritts nach [26] zur Sicherstellung numerischer Stabilität bei der Berechnung.

Da infolge der Berechnung große Datenmengen entstehen wird das Temperaturfeld je Zeitschritt auf den konstanten

Temperaturanteil ΔT_N sowie den vertikalen Temperaturgradienten ΔT_{My} reduziert und diese als Zeitreihen abgespeichert. Zusätzlich werden die Temperaturen der Elemente ϑ_{TE} , die der Lage der Thermoelemente entsprechen, gespeichert.

4.2 Thermische Randbedingungen

Für die Nachrechnung des Demonstratorversuchs werden die thermischen Randbedingungen der Berechnung an die Gegebenheiten in der Halle sowie die Temperaturinduktion angepasst. Das heißt, dass Sonne und Wind, also direkte und diffuse Sonnenstrahlung sowie erzwungene Konvektion, nicht berücksichtigt werden. Es fließen die freie Konvektion und die Wärmeströme aus Strahlung des Untergrundes \dot{q}_{terr} und aus der Abstrahlung des Demonstrators \dot{q}_{Ab} in die Berechnung ein. Die übrigen Strahlungsanteile in der Halle werden unter dem Wärmestrom der atmosphärischen Strahlung \dot{q}_{atm} zusammengefasst. Die Emissionskoeffizienten für die einzelnen Strahlungsanteile wurden auf Basis der Literatur [22–24; 27] zu folgenden Werten gewählt:

- Beton (langwellig): $\varepsilon_{L,Beton} = 0,88$
- Untergrund/Hallenboden: $\varepsilon_U = 1,0$
- Atmosphärische Gegenstrahlung: $\varepsilon_{atm} = 1,0$

Im Innern des Hohlkastens findet an den beiden temperierten Betonoberflächen aufgrund der dortigen Heiz- und Kühlsysteme bzw. der Dämmung keine Wärmeabstrahlung statt. Diese Anteile entfallen. Zwischen den Innenseiten der Stege findet prinzipiell ein Strahlungsaustausch statt. Dieser wird als Wärmestrahlung zwischen zwei Oberflächen nach [28] berechnet, liegt jedoch aufgrund der Symmetrie und den daher nahezu identischen Oberflächentemperaturen der Stege nahe Null. Die Temperaturinduktionen an der Unterseite der Fahrbahnplatte und an der Oberseite der Bodenplatte werden als Wärmequellen W nach Gl. (1) berücksichtigt. Da der Wärmeeintrag am Rand erfolgt, werden dafür zusätzliche Wärmestromdichten für das Heizen \dot{q}_{Heizen} und Kühlen $\dot{q}_{Kühlen}$ separat vorgegeben.

Die von der Heizmatte übertragene Wärmestromdichte \dot{q}_{Heizen} wird der Messung des Wärmeflussensors (Bild 5) entnommen. Sie wird vereinfachend konstant mit ihrem Mittelwert im stationären Zustand über die gesamte Heizdauer angesetzt. Die Wärmestromdichte aus der Kühlung konnte aufgrund der ungleichmäßigen Verteilung des Schlauchsystems (vgl. Bild 3) mittels Wärmeflussensor nicht zuverlässig ermittelt werden. Sie wird anhand der initialen Temperaturdifferenz von Beton (17 °C) und Kühlsystem (5 °C) $\Delta\vartheta = 12$ °C und der Wärmeleitfähigkeit des Wärmeleitpads $\lambda = 2,5$ W/(m·K) zu $\dot{q} = 30$ W/m² abgeschätzt.

An allen anderen, freien Oberflächen findet ein Wärmeaustausch entsprechend der jeweiligen Wärmeübergangskoeffizienten α_k am Rand (vgl. [23; 24]), der Wärmeleitfähigkeit λ_i , der Temperatur ϑ_i , der Höhe bzw. Breite l_i der jeweiligen Randelemente i und der ideellen Randtemperatur $\vartheta_{id,i}$ (vgl. [22]) nach Gl. 2 statt.

$$\dot{q}_{i,\text{Rand}} = \begin{cases} \frac{2 \lambda_i \alpha_k}{2 \lambda_i + l_i \alpha_k} \cdot (\vartheta_{i,d,i} - \vartheta_i) & \text{Innenseiten Stege + alle Außenseiten} \\ \dot{q}_{\text{Heizen/Kühlen}} & \text{temperierte Oberflächen} \end{cases} \quad (2)$$

In die Berechnung der ideellen Randtemperatur und die Abstrahlung von Demonstrator und Boden fließt die Lufttemperatur ϑ_L ein. Für diese wird das Ergebnis der externen Temperaturmessung $\vartheta_{L,e}$ und für die Innenlufttemperatur $\vartheta_{L,in}$ im Hohlkasten das Messergebnis von TE 7 zeitdiskret nach [6] in die Berechnung implementiert.

4.3 Berechnungsergebnisse und Validierung

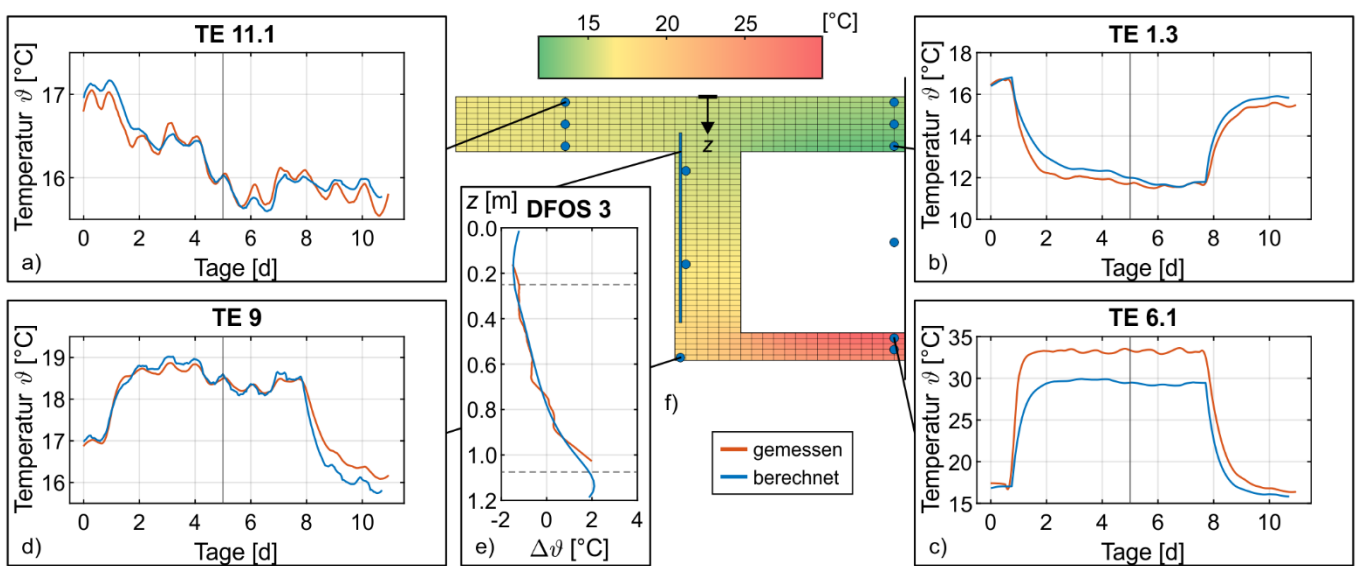


Bild 6 Vergleich der gemessenen und berechneten Temperaturen anhand ausgewählter Thermoelemente und DFOS inkl. der berechneten Temperaturverteilung im Querschnitt im stationären Zustand nach 5 Tagen
Comparison of measured and calculated temperature on selected thermocouples and DFOS with numerically predicted temperature field in the cross-section in steady state after 5 days

Für die Validierung des Modells werden die gemessenen Temperaturen der Thermoelemente mit den berechneten Temperaturen an entsprechender Stelle verglichen. Die Ergebnisse zeigt Bild 6 für ausgewählte Messstellen in Kragarm, Steg, Boden- und Fahrbahnplatte sowie entlang des Steges aus der DFOS-Messung im stationären Zustand.

Im Kragarm (Bild 6a) zeigen berechnete und gemessene Werte eine hohe Übereinstimmung. Über den gesamten Versuchszeitraum liegt die durchschnittliche Abweichung bei 0,10 °C. An der temperierten Oberfläche der Fahrbahnplatte (Bild 6b) weichen Messung und Rechnung v.a. in den Phasen nach dem Ein- bzw. Ausschalten der Temperierung voneinander ab. Grund dafür ist die vereinfacht konstant angesetzten Wärmestromdichten für Heizen und Kühlen. Bei TE 1.3 (Bild 6b) beträgt die mittlere Abweichung über den gesamten Versuchszeitraum 0,36 °C. Beschränkt auf den stationären Zustand liegt sie bei 0,23 °C.

In der Bodenplatte sind die Abweichungen deutlich größer. Sie betragen im stationären Zustand im Mittel 3,73 °C (TE 6.1) bzw. 3,86 °C (TE 6.2). Hier ist der zusätzliche Effekt der Erwärmung der Bodenplatte (vgl. Abs. 3) zu beobachten, den die Berechnung nicht abbildet. Wegen der guten Übereinstimmung der anderen Thermoelemente wird auf eine Anpassung des Modells und seiner Randbedingungen für diese spezielle Situation verzichtet. Die berechneten Temperaturen liegen im stationären Zustand bei 29,5 °C (TE 6.1) und bei 27,8 °C (TE 6.2).

An den weiteren Messstellen liegen die mittleren Abweichungen im stationären Zustand zwischen 0,04 °C (TE 4) und 0,83 °C (TE 1.1). An der Unterseite des Steges (TE 9, Bild 6d) sind es 0,09 °C.

Das linienförmige Temperaturprofil aus der DFOS-Messung über die Steghöhe (DFOS 3) ist in Bild 6e dem berechneten Profil zum Zeitpunkt $t = 5$ d, also im stationären Zustand, gegenübergestellt. Der Vergleich weist eine gute Übereinstimmung auf. Die mittlere Abweichung über die Messlänge beträgt 0,13 °C.

Das berechnete Temperaturfeld des halben Querschnitts im stationären Zustand ($t = 5$ d) ist in Bild 6f dargestellt. Es sind deutlich die Wirkungsbereiche von Heizung (rot) und Kühlung (grün) zu erkennen. Diese breiten sich von den temperierten Oberflächen aus, beschränken sich aber im Wesentlichen auf Fahrbahn- und Bodenplatte im Bereich des Hohlkastens. Die Kragarme und die Stegmitte werden kaum beeinflusst.

5 Diskussion

5.1 Vertikaler Temperaturgradient

Der zeitabhängige vertikale Temperaturgradient $\Delta T_{My}(t)$ wird mithilfe von Gl. (3) aus den berechneten Temperaturfeldern (Abs. 4) abgeleitet. Neben der Temperatur $\vartheta_{ij}(t)$ zum Zeitpunkt t , der vertikalen Koordinate z_{ij} des Elements i,j bzgl. des Schwerpunkts und seiner Fläche A_{ij} , fließen außerdem die Höhe des Gesamtquerschnitts h sowie sein Flächenträgheitsmoment I_y in die Berechnung ein [7].

$$\Delta T_{My}(t) = \frac{h}{I_y} \sum_i \sum_j \vartheta_{ij}(t) z_{ij} A_{ij} \quad (3)$$

Der resultierende Verlauf von $\Delta T_{My}(t)$ über den gesamten Versuchszeitraum ist in Bild 7 dargestellt. Anfänglich ist das Temperaturfeld im Querschnitt infolge der äußeren thermischen Einwirkungen nahezu konstant und ΔT_{My} quasi Null. Mit dem Einschalten der Kühlung oben und der Heizung unten ($t = 18,5$ h) stellt sich erwartungsgemäß ein negativer Temperaturgradient ein. Er beträgt im stationären Zustand $\Delta T_{My} = -8,4$ °C. Dieser wird etwa nach $t = 48,5$ h bzw. 30 h nach dem Einschalten der Heiz- und Kühlsysteme erreicht. Nach dem Ausschalten steigt der Gradient innerhalb von 48 h wieder bis auf Werte nahe Null an.

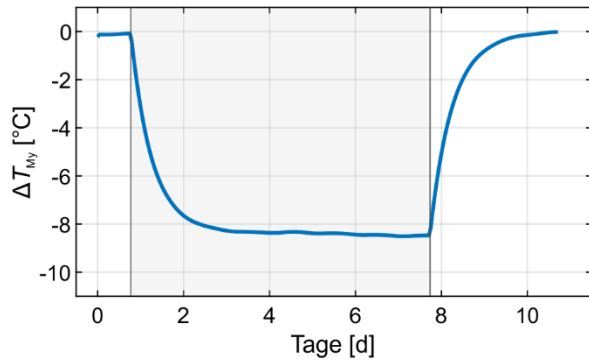


Bild 7 Verlauf des berechneten vertikalen Temperaturgradienten

Calculated vertical temperature gradient

Vergleichend wird der vertikale Temperaturgradient im stationären Zustand über die Messdaten approximiert (Bild 8). Dann wird er als $\Delta\hat{T}_{My}$ bezeichnet. Dazu wird ein lineares Temperaturprofil als Regression über die gemessenen Temperaturen $\vartheta_{TE,i}$ der Thermoelemente und ihrer z -Koordinate $z_{TE,i}$ abgeschätzt (Gl. 6). Aus den Randtemperaturen $\hat{\vartheta}_o$ und $\hat{\vartheta}_u$ dieses Profils folgt der vertikale Temperaturgradient $\Delta\hat{T}_{My}$ aus deren Differenz nach Gl. (7).

$$\hat{\vartheta}(z) = \alpha + \beta \cdot z_{TE} \quad (6)$$

$$\Delta\hat{T}_{My} = \hat{\vartheta}(z = 0) - \hat{\vartheta}(z = h) \quad (7)$$

Aufgrund der erhöhten Erwärmung der Bodenplatte auf $> 30\text{ °C}$ infolge des Wärmestaus an ihrer Unterseite (vgl. Abs. 3) werden die Messwerte zur Vergleichbarkeit um ein konstantes Maß abgemindert, sodass Messung und Berechnung im stationären Zustand im Mittel übereinstimmen. Dazu werden die Ergebnisse von TE 6.1 und 6.2 um $\Delta\vartheta = -3,8\text{ °C}$ reduziert (mit Pfeil in Bild 8 gekennzeichnet).

Bei der Abschätzung des vertikalen Temperaturgradienten aus punktuellen Messdaten stellt sich generell die Frage nach der erforderlichen Sensoranzahl und deren Verteilung im Querschnitt. Dazu wird die Anzahl der ausgewerteten Messstellen sukzessive erhöht. Ausgangspunkt ist die Regression mit sechs Sensoren des Hohlkastens nach Bild 8a, wie sie gleichermaßen in der Referenzbrücke eingebaut sind. Der approximierte Gradient liegt bei $\Delta\hat{T}_{My} = -14,9\text{ °C}$ und weicht damit deutlich ($> 75\%$) von dem berechneten Wert $\Delta T_{My} = -8,4\text{ °C}$ ab.

Im nächsten Schritt werden die Sensoren TE 10.2 und 11.2 im Kragarm zur Regression hinzugezogen (Bild 8b). Der Gradient beträgt nun $\Delta\hat{T}_{My} = -11,3\text{ °C}$ und weicht weiterhin deutlich vom Sollwert ab. Im dritten Schritt werden alle 17 im Beton liegenden Thermoelemente berücksichtigt (Bild 8c). Der resultierende Gradient approximiert mit $\Delta\hat{T}_{My} = -9,1\text{ °C}$ den berechneten Wert mit einer Abweichung $< 9\%$ wesentlich besser.

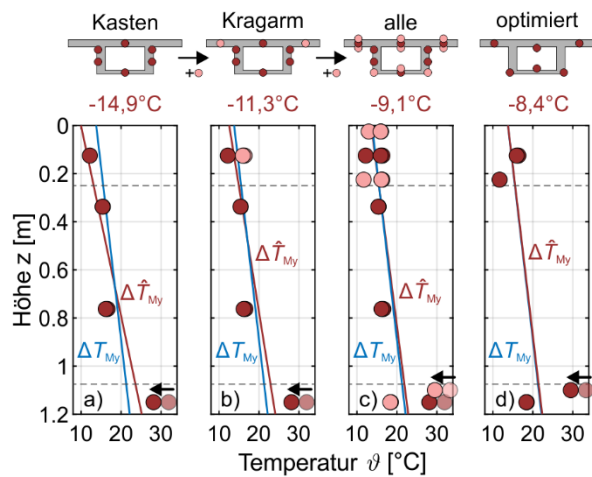


Bild 8 Regression der Thermoelemente zur Approximation des vertikalen Temperaturgradienten (korrigierte Messwerte in der Bodenplatte sind mit einem Pfeil gekennzeichnet und entsprechend verschoben)

Regression of the thermocouple data to approximate the vertical temperature gradient (adjusted measured values in the bottom slab are marked with an arrow and shifted accordingly)

Allgemein gilt, dass der vertikale Temperaturgradient infolge klimatischer Einflüsse anhand weniger Sensoren ermittelt werden kann. Nach [2] reichen dafür bereits zwei Sensoren aus, je einer an der Ober- und Unterseite des Querschnitts. Dies gilt bei der Temperaturinduktion aufgrund der lokalen Erwärmung bzw. Abkühlung hingegen nicht, sodass eine größere Sensorzahl oder eine angepasste Anordnung erforderlich werden. Die Berücksichtigung der nicht temperierten Kragarme ist dabei wesentlich.

Eine optimierte Anordnung der Sensoren mit reduzierter Anzahl wird aus der Vielzahl möglicher Kombinationen der 17 Messstellen – es sind $2^{17}-1 = 131.071$ – ermittelt. Durch die Randbedingungen einer symmetrischen Verteilung und der Festlegung der TE 1.3 und 6.1 nahe den temperierten Oberflächen reduziert sich die Anzahl möglicher Kombinationen auf $2^9 = 512$. Durch die Festlegung auf sechs Sensoren verbleiben 33 mögliche Kombinationen. Diese wurden vollständig untersucht und für jede Kombination der Temperaturgradient im stationären Zustand aus den Messdaten abgeleitet. Das Optimum zeigt Bild 8d als Approximation aus TE 1.3, 6.1, 8, 9, 10.2 und 11.2. Der Gradient folgt zu $\Delta\hat{T}_{My} = -8,4$ °C und entspricht dem berechneten Wert. Die Lage der Sensoren beschränkt sich auf Fahrbahn- und Bodenplatte inkl. der Kragarme, sodass der nichtlineare Verlauf infolge der Temperierung dort gleichmäßig abgedeckt ist. Im Steg sind für die Approximation keine Sensoren erforderlich.

5.2 Lessons learned

Der Demonstrator mit Hohlkastenquerschnitt wurde mithilfe einer Wasserkühlung um 4,3 °C an der Fahrbahnplatte gekühlt und einer Heizmatte auf der Bodenplatte um 16,5 °C erwärmt. Daraus resultierte ein vertikaler Temperaturgradient von -8,4 °C. Folgende generellen Erkenntnisse lassen sich daraus ableiten und auf den Querschnitt der Referenzbrücke

übertragen:

- Auch ohne Temperierung der Kragarme kann der vertikale Gradient maßgeblich beeinflusst werden. Mit einer Wärmestromdichte von ca. -30 W/m^2 für die Kühlung und 90 W/m^2 für die Heizung lässt sich ein Temperaturgradient, wie er für den Sommer für Betonhohlkästen mit Fahrbahnbelag charakteristisch ist, invertiert induzieren.
- Die Implementierung der Temperaturinduktion in die numerische Berechnung instationärer Temperaturfelder gelingt mittels vorgegebener Wärmestromdichten an den entsprechenden Randelementen. Der reguläre Wärmeaustausch mit der Luft entfällt hier. Trotz zeitlich veränderlicher Wärmeströme werden die Messergebnisse durch einen konstanten Ansatz im stationären Zustand ausreichend genau approximiert.
- Der vertikale Temperaturgradient kann mittels linearer Regression über die Thermoelemente approximiert werden. Dafür müssen die Sensoren in Fahrbahn- und Bodenplatte sowohl im Bereich der Temperierung als auch in den Kragarmen platziert werden. Eine Anordnung lediglich im Bereich des Hohlkastens reicht bei einer örtlich begrenzten Temperaturinduktion nicht aus.

Aufbauend auf diesen Erkenntnissen wird das Temperierungssystem für die Referenzbrücke auf Grundlage einer numerischen Vergleichsrechnung ausgelegt, umgesetzt und messtechnisch begleitet. Die Umsetzung am Referenzbauwerk ist in Abschnitt 6 beschrieben.

6 Übertragung auf eine Brücke

6.1 Referenzbauwerk und Versuchsaufbau

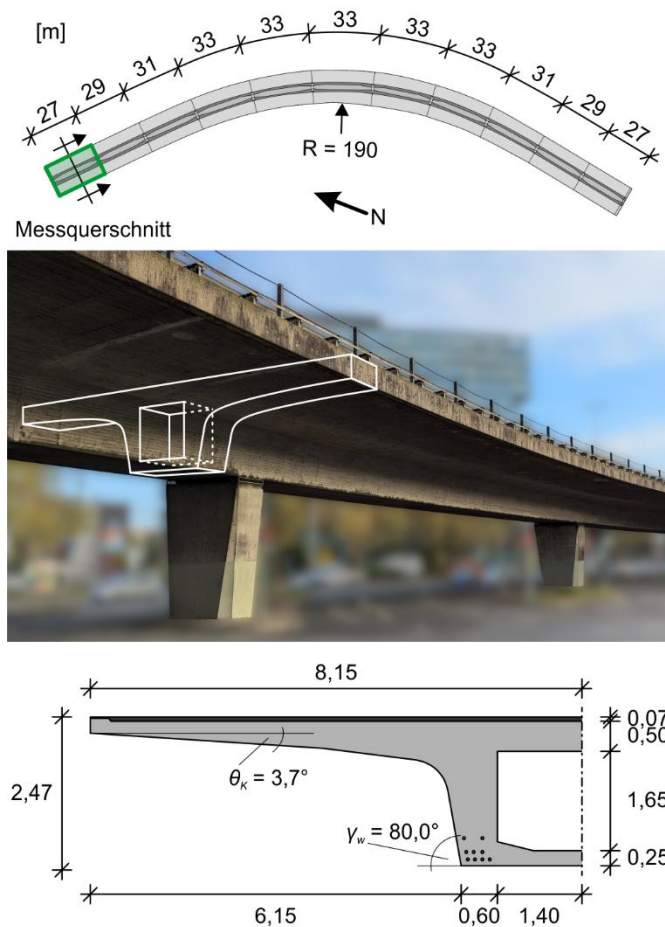


Bild 9 Hochstraße am Nordfriedhof in Düsseldorf: Grundriss mit Kennzeichnung des Messquerschnitts (oben), Ansicht des temperierten Feldes (Mitte) und halber Querschnitt (unten)
Flyover at Nordfriedhof in Düsseldorf: Top view with the measuring cross-section highlighted (top), view of the field with temperate induction (middle) and half cross-section (bottom)

Die Wirksamkeit der Temperierung wird im Realmaßstab an einem Feld der Referenzbrücke, der Hochstraße am Nordfriedhof in Düsseldorf, verifiziert. Das Tragwerk ist eine im Grundriss gekrümmte Spannbetonbrücke ($R = 190$ m) mit einzelligem Hohlkastenquerschnitt (s. Bild 9, vgl. auch [15]). Sie ist als Durchlaufträger mit einer Gesamtlänge von 339 m ausgeführt und besteht aus elf Feldern mit Stützweiten zwischen 27 und 33 m. Der Querschnitt ist ohne Fahrbahnaufbau 2,40 m hoch und ohne Kappen ca. 16,3 m breit. Der Hohlkasten hat im Innern eine lichte Höhe von 1,65 m und eine Breite von 2,80 m. Die unteren Ecken im Hohlkasten sind gevoutet. Untersucht wird das gut zugängliche nordwestliche Randfeld mit 27 m Stützweite. Sechs Thermoelemente sind in Feldmitte, wie in Abs. 2 beschrieben, angeordnet [16].

Der Versuch wurde im Januar 2025 durchgeführt. Jahreszeitbedingt sind nur geringe vertikale Temperaturgradienten infolge der klimatischen Einwirkungen zu erwarten. Im Vorjahreszeitraum lagen sie gemäß numerischer Vergleichsrechnungen zwischen $+0,5\text{ °C}$ und $-1,0\text{ °C}$. Analog zum Demonstrator wurde ein negativer Temperaturgradient eingestellt. Auf den Einsatz einer Kühlung an der Fahrbahnplatte wurde aufgrund der geringen Bauwerks- und Umgebungstemperaturen verzichtet.

Die Bodenplatte wurde durch zwei Heizmatten (je $140 \times 94\text{ [cm]}$) gewärmt. Sie wurden mit XPS-Platten ($t = 10\text{ cm}$) abgedeckt (vgl. Bild 10). Unebenheiten auf den Betonoberflächen im Hohlkasten können ggfs. durch eingeschlossene Luftpolster (vgl. Bild 10, oben rechts) zu einer verminderten Wirksamkeit führen. Da dies jedoch nur lokal auftrat, wird es in den numerischen Berechnungen nicht berücksichtigt. Ein Wärmeflussensor konnte aufgrund der Unebenheit der Betonoberfläche nicht installiert werden.

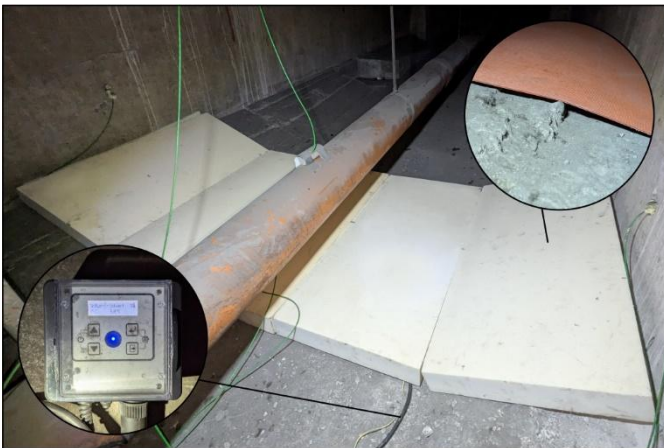


Bild 10 Umsetzung der Temperaturinduktion im Hohlkasten der Brücke
Realization of the temperature induction in the box girder of the bridge

6.2 Numerische Begleitrechnung

Mithilfe der numerische Temperaturfeldberechnung wird der Versuch vorab geplant und nach Abschluss nachgerechnet. Hierfür werden die thermischen Randbedingungen angepasst und die Einflüsse von direkter und diffuser Globalstrahlung, der Reflexionsstrahlung und erzwungener Konvektion infolge Wind gem. [7; 22–24] berücksichtigt. Messdaten vom Deutschen Wetterdienst (DWD) [29] zur Lufttemperatur, Windgeschwindigkeit und den Bewölkungsgrad für den Standort Düsseldorf fließen als Stundenwerte in die Berechnung ein. Die Innenlufttemperatur im Hohlkasten wird durch die Messwerte von TE 7 ($f_{TE} = 1/3600\text{ Hz}$) hinterlegt. Die Materialparameter des Betons werden analog zum Demonstrator gewählt. Albedo und Emissionskoeffizient des Untergrundes werden aus der Literatur entnommen [22; 23]. Die wesentlichen Parameter für die Berechnung sind in Tab. 1 zusammengestellt.

Tab. 1 Materialparameter, thermische und geodätische Randbedingungen der numerischen Temperaturfeldberechnung

Material parameters, thermal and geodetic boundary conditions in the numerical computation of the temperature field

	Thermische Kennwerte			Emissionskoeffizienten		Sonstige Parameter			Geodätische Angaben		
	ρ [kg/m ³]	c [J/(kg·K)]	λ [W/(m·K)]	ε_l	ε_k	Albedo	ρ	0,2	Breitengrad	ϕ	51,254°
Asphalt	2100	920	0,7	0,60	0,80	erzwungene Konvektion	ζ	5	Längengrad	λ	6,770°
Beton	2300	1000	2,3	0,88	0,65				Höher über NN	H	43 m
Untergrund				0,99					Orientierung	ω	135°

Die Elementbreiten variieren zwischen 5 cm, 7,5 cm, 10 cm und 15 cm. Die Höhe der Elemente liegt in der Fahrbahnplatte bei 5 cm bzw. in der Bodenplatte bei 2,5 cm und im Steg bei 7,5 cm. Die Asphalt-schicht wird durch zwei Elementreihen à 3,5 cm Höhe abgebildet. Der Zeitschritt der Berechnung beträgt 150 s.

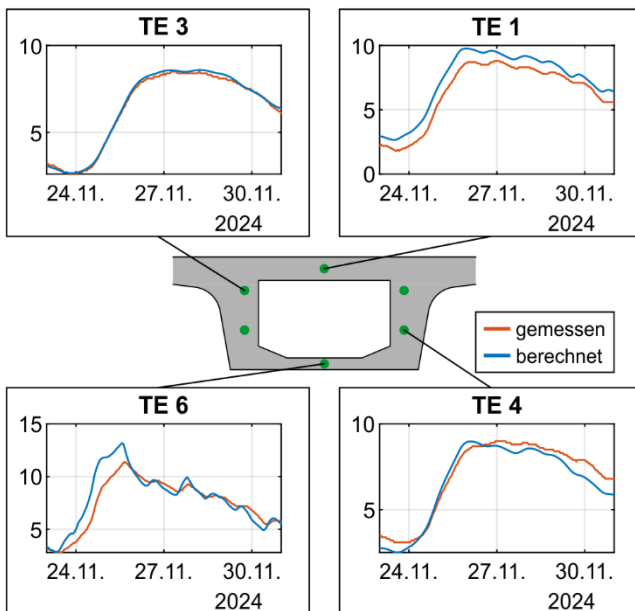


Bild 11 Validierung der numerischen Temperaturfeldberechnung an der Brücke mit Messdaten aus einem Vergleichszeitraum 2024

Validation of the numerical computation of the bridge's temperature field with data from a comparative period in 2024

Zur Validierung der Berechnung und der angenommenen Berechnungsparameter wird ein Vergleichszeitraum von ca. 8 Tagen im November 2024 – ohne Temperierung – betrachtet. Bild 11 zeigt den Vergleich von Berechnung und Messung an vier der sechs verbauten Thermo-elemente. Die mittleren Abweichungen betragen bei den Sensoren in den Stegen 0,1 °C (TE 2 und 3) und 0,5 °C (TE 4 und 5). In den Bereichen der Fahrbahn- und Bodenplatte überschätzt die Berechnung teilweise die Messung. Die Abweichungen betragen hier 0,9 °C (TE 1) und 0,8 °C (TE 6), was primär auf eine ungenaue Abbildung der thermischen Randbedingungen des Untergrundes, seiner Reflexion und weiterer Effekte bspw. infolge parkender Fahrzeuge zurückgeführt wird.

6.3 Versuch und Nachrechnung

Die Heizmatten wurden am 18.01.2025 um 7:42 Uhr eingeschaltet, auf eine Zieltemperatur von 7 °C geregelt und am 19.01.2025 um 21:36 Uhr ausgeschaltet. Die Bauwerkstemperatur lag vor Beginn des Versuchs in der Bodenplatte bei 0,3 °C (TE 6). Die Begrenzung der lokal eingetragenen Temperaturdifferenz auf 6,7 °C erfolgte aufgrund einer statischen Vergleichsrechnung des Tragwerks mit der sichergestellt wurde, dass die Zwangsspannungen aus der Temperierung die Zugfestigkeit des Betons nicht überschreiten.

Die Temperaturfeldberechnung erfolgte für den Zeitraum vom 17.01. bis 22.01.2025 zuzüglich einer Vorlaufberechnung von 5 Tagen zur Anpassung des Temperaturfeldes an die Randbedingungen (vgl. [7]). Die Wärmestromdichte wurde aufgrund des fehlenden Wärmeflussensors rechnerisch abgeschätzt und dazu entsprechend der Temperaturdifferenz zwischen Heizmatte und Bodenplatte vom Demonstrator ($\Delta\vartheta = 15,9$ °C) auf das Bauwerk ($\Delta\vartheta = 6,7$ °C) linear skaliert übertragen. Sie fließt mit ca. 37 W/m² in die Temperaturfeldberechnung ein. Die klimatischen Randbedingungen am Standort Düsseldorf nach [29] fasst Bild 12a zusammen. Relevant sind die Lufttemperatur in 2 m Höhe (schwarze Linie) sowie der Bewölkungsgrad B in Achteln mit $0 \leq B \leq 1$ (Schattierung des Diagramms). Die weißen Bereiche repräsentieren einen wolkenlosen Himmel ($B = 0$), während grau ($B = 1$) einer vollen Bewölkung entspricht.

Mittels Temperaturfeldberechnung wurden die Temperaturzeitreihen an den Stellen der verbauten Thermoelemente und der vertikale Temperaturgradient $\Delta T_{My,mit\ Heizen}$ des realen Szenarios mit Heizung nachgerechnet. Zum Vergleich wurde das fiktive Szenario ohne Temperierung ($\Delta T_{My,ohne\ Heizen}$) berechnet. Bild 12b zeigt den Vergleich der Szenarien mit und ohne Temperierung anhand des berechneten vertikalen Temperaturgradienten. Bild 12c zeigt zusätzlich den Vergleich zur Messung (mit Temperierung) anhand der Temperaturzeitreihe von TE 6.

Am Nachmittag des ersten Versuchstages überlagern sich ein Anstieg der Umgebungstemperatur und ein klarer Himmel ($B = 0$). Dadurch steigen die Betontemperaturen in der Fahrbahnplatte und in Konsequenz der vertikale Gradient trotz eingeschalteter Heizung auf $\Delta T_{My,mit\ Heizen} = 0,6$ °C an (vgl. Bild 12b). Im Szenario ohne Heizung steigt der Gradient auf $\Delta T_{My,ohne\ Heizen} = 1,3$ °C. Die Temperierung bewirkt folglich eine Reduktion um 0,7 °C.

Erst nach Sonnenuntergang und der damit verbundenen Abnahme der Lufttemperatur fällt der Gradient wieder ab. Durch die Temperierung sinkt er bis auf $\Delta T_{My,mit\ Heizen} = -3,5$ °C. Im Vergleich zum Szenario ohne Temperierung entspricht das einer Veränderung von -1,7 °C. Am zweiten Versuchstag steigt der Temperaturgradient infolge äußerer Einflüsse erneut an. Die größte Differenz zwischen beiden Szenarien wird mit -2,0 °C am Ende der Temperierung erreicht. Nach dem Ausschalten der Heizmatten dauert es ca. 36 Stunden, bis sich die der Temperaturgradient wieder an das Szenario ohne Temperierung angeglichen hat.

Der Vergleich der Temperaturverläufe am TE 6 in Bild 12c verdeutlicht die Wirksamkeit der Heizmatte. In der Messung wird der stationäre Zustand ($\vartheta_{TE6} = 5,3 \text{ }^\circ\text{C}$) in der Bodenplatte nach 16 h erreicht. In den Berechnungen wird die Temperatur vor und nach der Temperierung etwas zu warm geschätzt. Bis zum Erreichen des stationären Zustands ($\vartheta = 5,2 \text{ }^\circ\text{C}$) dauert es in der Berechnung mit einer geschätzten mittleren Wärmestromdichte von 37 W/m^2 ca. 24 h. Die Temperaturen von Berechnung und Messung gleichen sich dann einander an. Im Szenario ohne Temperierung liegt die Temperatur am TE 6 bei etwa $1,7 \text{ }^\circ\text{C}$. Das heißt, dass die Bodenplatte um $3,5 \text{ }^\circ\text{C}$ erwärmt wird.

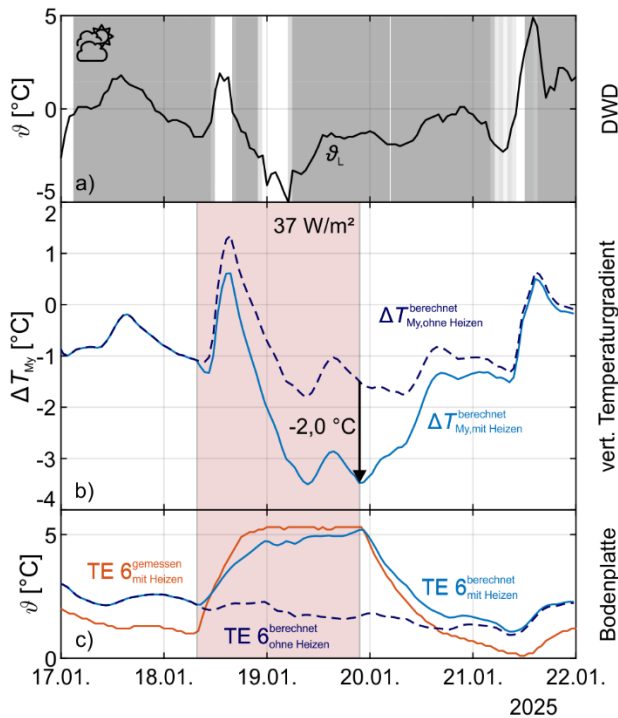


Bild 12 a) Klimatische Randbedingungen aus Messdaten des DWD, b) Verlauf des vertikalen Temperaturgradienten (berechnet) mit und ohne Temperierung, c) gemessene und berechnete Temperatur (mit und ohne Temperierung) von TE 6 in der Bodenplatte
 a) Ambient climatic conditions from DWD data, b) Vertical temperature gradient (calculated) with and without temperature induction, c) Measured and calculated temperature (with and without temperature induction) of TE 6 in the bottom slab

7 Schlussfolgerungen und Ausblick

Mit der aktiven Temperaturinduktion ist es möglich, den vertikalen Temperaturgradienten von Betonbrücken gezielt zu beeinflussen. So lassen sich planmäßig Zwangsschnittgrößen in Form von Biegemomenten temporär einprägen und die Schnittgrößenverläufe in Tragwerken steuern, um etwa dem Biegemoment aus einwirkenden klimatischen Temperaturbeanspruchungen entgegenzuwirken. Dies ist beispielsweise im Kontext der Ermüdung sinnvoll, um das Grundbeanspruchungsniveau und damit auch einwirkende Spannungsschwingbreiten im Spannstahl zu reduzieren.

Durch eine Kombination der Temperaturinduktion aus Heiz- und Kühlsystemen mit numerischen Begleitrechnungen nach

dem vorgestellten Ansatz kann der Temperaturgradient zielgerichtet eingestellt werden. Dafür reicht bei Hohlkastenquerschnitten bereits eine Beheizung der Oberseite der Bodenplatte ohne Kühlung der Fahrbahnplatte aus. In einer Spannbetonbrücke mit Hohlkastenquerschnitt wurde so der vertikale Gradient mit einer Wärmestromdichte von 37 W/m^2 und einem Betrieb über 38 Stunden um $-2,0 \text{ }^\circ\text{C}$ verändert. Im Demonstratorversuch im 1:2-Maßstab konnte durch ein kombiniertes Heiz- und Kühlsystem der Temperaturgradient sogar um $-8,4 \text{ }^\circ\text{C}$ reduziert werden.

Allerdings ist die Temperaturinduktion mit dem vorgestellten Ansatz vergleichsweise träge. Ein stationärer Zustand im erwärmten Teilquerschnitt – hier die Bodenplatte – wird erst nach etwa 16 h erreicht. Tageszeitliche Veränderungen des linearen Temperaturgradienten infolge äußerer Einflüsse wie Sonnenstrahlung und Außenlufttemperatur sind dagegen dynamischer und überlagern den Einfluss der Temperierung. Als Erweiterung der gezeigten Methode ist eine Echtzeit-Regelung denkbar, die den Gradienten für kurze Zeiträume von etwa ein bis zwei Tagen prognostiziert und anhand dessen die vorgegebene Temperatur der Heizmatte anpasst. Zudem sind kurzfristig höhere Heizleistungen sinnvoll, um den Gradienten schneller zu verändern.

8 Dank

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft (DFG) für die finanzielle Unterstützung der Forschungsarbeiten im Rahmen des Vorhabens 221282822.

Der Landeshauptstadt Düsseldorf, insbesondere Herrn Dipl.-Ing. A. Schmitz, sei für die Unterstützung im Rahmen der Versuchsdurchführung an der Referenzbrücke und die Bereitstellung des Bauwerks gedankt.

Literatur

9 Literaturverzeichnis

- [1] Mehlhorn, G.; Curbach, M. (2014) *Handbuch Brücken*. Wiesbaden: Springer Fachmedien Wiesbaden.
- [2] Buschmeyer, W.; Lubasch, P. (2006) *Temperaturbeanspruchung von Straßenbrücken aus Beton* in: Bauingenieur 81, H. 4, S. 189–194.
- [3] Specht, M.; Fouad, N. A. (1998) *Temperatureinwirkungen auf Beton-Kastenträgerbrücken durch Klimaeinflüsse* in: Beton- und Stahlbetonbau 93, H. 10, S. 281–285.
- [4] DIN EN 1991-1-5 (2010) *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-5: Allgemeine Einwirkungen - Temperatureinwirkungen*. Berlin: Beuth Verlag.
- [5] Novák, B.; Lippert, P. (2014) *Einwirkungen auf Brücken nach den Eurocodes* in: Bergmeister, E. K.; Fingerloos, F.; Wörner, J.-D. [Hrsg.] *Beton-Kalender 2015*. Weinheim, Germany: Ernst & Sohn, S. 585–678.

- [6] Sanio, D. (2016) *Genauigkeit monitoringbasierter Lebensdauerprognosen von Betonbrücken bei Spannstahlermüdung* [Dissertation]. Ruhr-Universität Bochum.
- [7] Sanio, D.; Mark, P.; Ahrens, M. A. (2017) *Temperaturfeldberechnung für Brücken* in: *Beton- und Stahlbetonbau* 112, H. 2, S. 85–95. <https://doi.org/10.1002/best.201600068>
- [8] Löschmann, J.; Clauß, F.; Mark, P. (2020) *Verstärken von Stahlbetontragwerken mit Temperaturinduktion* in: *Beton- und Stahlbetonbau* 115, H. 10, S. 746–757. <https://doi.org/10.1002/best.202000038>
- [9] Löschmann, J.; Mark, P. (2022) *Strengthening of beams or slabs using temperature induction* in: *Structural Concrete* 23, H. 5, S. 2770–2785. <https://doi.org/10.1002/suco.202100469>
- [10] Löschmann, J. et al. (2021) *Steering of continuity stresses in beam structures by temperature induction* in: *Engineering Structures* 229, S. 111621. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111621>
- [11] Elbadry, M.; Ghali, A. (1986) *Thermal Stresses and Cracking of Concrete Bridges* in: *ACI Structural Journal* 83, H. 6, S. 1001–1009.
- [12] Clauß, F. et al. (2021) *Temperaturinduktion in Betontragwerke* in: *Beton- und Stahlbetonbau* 116, H. 7, S. 539–550. <https://doi.org/10.1002/best.202100010>
- [13] Eilers, M. et al. (April 2020) *Kanalbrücke Berkenthin mit temperierter Fahrbahn – Pilotprojekt*. Bremen: Fachverlag NW in Carl Ed. Schünemann KG.
- [14] Feldmann, M. et al. (2011) *Vermeidung von Glättebildung auf Brücken durch die Nutzung von Geothermie*. Fachverlag NW.
- [15] Löschmann, J. et al. (2017) *Methoden zur Reduktion des Teilsicherheitsbeiwerts für Eigenlasten bei Bestandsbrücken* in: *Beton- und Stahlbetonbau* 112, H. 8, S. 506–516. <https://doi.org/10.1002/best.201700027>
- [16] Löschmann, J. (2023) *Geregelte Temperaturinduktion in Stahlbetontragwerke* [Dissertation]. Ruhr-Universität Bochum.
- [17] Clauß, F.; Ahrens, M. A.; Mark, P. (2022) *Thermo-mechanical Experiments on Reinforced Concrete Beams: Assessing Thermal, Mechanical, and Mixed Impacts on Fiber Optic Measurements* in: *Structural Concrete* 23, H. 6, S. 3521–3537. <https://doi.org/10.1002/suco.202100890>
- [18] Reuter, M.; Zacher, S. (2008) *Regelungstechnik für Ingenieure – Analyse, Simulation und Entwurf von Regelkreisen*. 12. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner.
- [19] Schwarz, Y. et al. (2024) *An Experimental Method to Capture the Thermal Conductivity Coefficient of Fine-Grained Concretes during Transition from Liquid to Solid* in: *Materials* 17, Nr. 9. <https://doi.org/10.3390/ma17092115>
- [20] Elbadry, M.; Ghali, A. (1983) *Temperature Variations in Concrete Bridges* in: *Journal of Structural Engineering*

109, H. 10, S. 2355–2374. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1983\)109:10\(2355\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1983)109:10(2355))

- [21] Polifke, W.; Kopitz, J. (2009) *Wärmeübertragung – Grundlagen, analytische und numerische Methoden*. 2. Aufl. München: Pearson Studium.
- [22] Lichte, U. (2004) *Klimatische Temperatureinwirkungen und Kombinationsregeln bei Brückenbauwerken* [Dissertation]. Universität der Bundeswehr München.
- [23] Fouad, N. A. (1998) *Rechnerische Simulation der klimatisch bedingten Temperaturbeanspruchungen von Bauwerken – Anwendung auf Beton-Kastenträgerbrücken und -Sandwichwände*, H. 28.
- [24] Mangering, I. (1985) *Klimatische Temperaturbeanspruchung von Stahl- und Verbundbrücken* [Dissertation]. Ruhr-Universität Bochum.
- [25] DIN EN ISO 10456 (Mai 2010) *Baustoffe und Bauprodukte - Wärme- und feuchtetechnische Eigenschaften – Tabellierte Bemessungswerte und Verfahren zur Bestimmung der wärmeschutztechnischen Nenn- und Bemessungswerte*. Berlin: Beuth Verlag.
- [26] Zichner, T. (1976) *Temperaturunterschied infolge Witterungseinfluss und Beheizung massiver Brücken* in: *Forschung Straßenbau und Straßenverkehrstechnik*, H. 212.
- [27] Schulze, R. (1970) *Strahlenklima der Erde*. Darmstadt: Dr. Dietrich Steinkopff Verlag.
- [28] Kast, W. (1965) *Die Erhöhung der Wärmeabgabe durch Strahlung bei mehrfachen Reflexionen zwischen strahlenden Flächen*. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH.
- [29] Deutscher Wetterdienst *CDC - Climate Data Center* [online]. <https://cdc.dwd.de/portal/> [Zugriff am: 22. Mai. 2025].

Autoren

Lukas Heußner, M. Sc. (Korrespondenzautor)

Lukas.Heussner@rub.de

Ruhr-Universität Bochum

Lehrstuhl für Massivbau

Universitätsstraße 150

44801 Bochum

Dr.-Ing. David Sanio

David.Sanio@rub.de

Ruhr-Universität Bochum

Lehrstuhl für Massivbau

Universitätsstraße 150

44801 Bochum

Dr.-Ing. Mark Alexander Ahrens

Alexander.Ahrens@rub.de

Ruhr-Universität Bochum

Lehrstuhl für Massivbau

Universitätsstraße 150

44801 Bochum

Prof. Dr.-Ing. Peter Mark

Peter.Mark@rub.de

Ruhr-Universität Bochum

Lehrstuhl für Massivbau

Universitätsstraße 150

44801 Bochum