Zur thermischen Zwangsbeanspruchung von rückverankerten und unverankerten Unterwasserbeton-Sohlen

Ewald Rudolf Dirnberger

Universität der Bundeswehr München

Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen
Institut für Konstruktiven Ingenieurbau
Professur für Massivbau

Thema der Dissertation:

Zur thermischen Zwangsbeanspruchung von rückverankerten und unverankerten Unterwasserbeton-Sohlen

Von der Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen der Universität der Bundeswehr München genehmigte Dissertation zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.).

Verfasser:
Dipl.-Ing. Ewald Dirnberger
Georg-Herbst-Strasse 31
93049 Regensburg

Promotionsausschuss:
Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Ingbert Mangerig
1. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Manfred Keuser
2. Berichterstatter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Peter Schießl (em. TU München)

Tag der mündlichen Prüfung: 15. Dezember 2009

Neubiberg im Januar 2010

Meiner Nachbarin Dr. med. Claudia Lübbers († 4.1.2010)

Inhaltsverzeichnis

1 Einführung **1**

1.1 Veranlassung 1

1.2 Ziel der Untersuchungen 3

2 Stand der Forschung **4**

2.1 Untersuchungen über Unterwasserbetonsohlen 4
2.1.1 Herstellung, Betontechnologie und Vorschriften 4
2.1.2 Tragverhalten/ FEM-Modellierung 4

2.2 Wärmeleitung, Wärmeentwicklung, Temperaturspannungen und Risse in jungem Beton allgemein 5

2.3 Thermische Randbedingungen im Wasser und Grundwasser 5

2.4 Schwindeinflüsse 6

2.5 Dehnungsbehinderung 6

2.6 Zusammenfassung 6

3 Die Wärmeentwicklung und Wärmeleitung im Sohlenbeton **7**

3.1 Allgemeines 7

3.2 Wärmeentwicklung unterschiedlicher Betonrezepturen 9
3.2.1 Maximale Wärmeabgabe Q_∞ 9
3.2.2 Die Parameter des Hydratationsverlaufes 10

3.3 Berücksichtigung der Betontemperatur 11

3.4 Iterative Berechnung des tatsächlichen Wärmeabgabeverlaufes 13

3.5 Thermische Materialparameter des jungen Betons 16
3.5.1 Wärmeleitfähigkeit 16
3.5.2 Wärmekapazität 19

3.6 Zusammenfassung 20

4 Die mechanischen Materialparameter für die Spannungsentwicklung im jungen Sohlenbeton **21**

4.1 Allgemeines 21

4.2 Wärmedehnung des Betons α_t 22

4.3 E-Modul-Entwicklung im jungen Beton 23
4.3.1 E-Modul des erhärteten Betons 23
4.3.2 Zeitliche Entwicklung des E-Moduls 24

4.4 Zeitliche Entwicklung der Zug- und Druckfestigkeit 27

4.5 Schwindvorgänge im jungen Beton 28

4.6 Relaxation des jungen Betons 31

4.7 Zusammenfassung 34

5 Der Wärmeabfluss an der Sohlenunterseite 35

5.1 Allgemeines zu den thermischen Randbedingungen 35

5.2 Die thermischen Materialparameter von wassergesättigten, nichtbindigen Böden ohne Grundwasserströmung 37
5.2.1 Wärmeleitfähigkeit λ des gesättigten Bodens 38
5.2.2 Wärmekapazität des gesättigten Bodens 40

5.3 Temperatur im ungestörten Erdreich 42

5.4 Strömendes Grundwasser 47
5.4.1 Geschwindigkeit des Grundwassers 47
5.4.2 Analyt. Betrachtung der Wärmeleitung bei strömendem Grundwasser 48
5.4.3 Praxisorientierte stationäre Behandlung der Grundwasserströmung . . . 52
5.4.4 Instationäre Betrachtung der Grundwasserströmung bei konstanter Ersatz-Wärmeleitfähigkeit des Erdreiches 54
5.4.5 Instationäre Betrachtung der Grundwasserströmung bei zeitabhängiger Ersatz-Wärmeleitfähigkeit des Erdreiches 59
5.4.6 Näherungsverfahren für Grundwasserströmung mit instationärer Ersatzwärmeleitfähigkeit 63
5.4.7 Variation der Standard-Wärmeabgabe q(t) 65
5.4.8 Einfluss abweichender Bodeneigenschaften 72
5.4.9 Einfluss der Tiefe der grundwasserführenden Schicht 74
5.4.10 Horizontaler Temperaturverlauf entlang der Sohlenunterseite 75

5.5 Zusammenfassung 78

6 Der Wärmeabfluss an der Sohlenoberseite 79

6.1 Allgemeines zu den thermischen Randbedingungen 79

6.2 Thermische Materialparameter von Wasser 80

6.3 Freie Konvektion im Wasserbecken 81
6.3.1 Vorraussetzungen für den Beginn einer freien Konvektion 81
6.3.2 Grundsätzliches zur freien Konvektion im Baugrubenwasser 85
6.3.3 Wassertemperatur über der Sohle bei instationärer freier Konvektion 89
6.3.4 Größe der Ersatzwärmeleitfähigkeit im Baugrubenwasser über der Sohle 94
6.3.5 Näherung für die Ersatzwärmeleitfähigkeit des Wassers 96
6.3.6 Alternative Betrachtung des Wärmeübergangs ins Baugrubenwasser 100

6.4 Verdunstung an der Betonoberfläche bei gelenzter Baugrube 105
6.4.1 Allgemeines 105
6.4.2 Thermische Modellierung der Wasserverdunstung 106

6.5 Zusammenfassung 109

7 Die mechanischen Randbedingungen und Eigenspannungen von Unterwasserbetonsohlen 111

7.1 Freie Krümmungen und Eigenspannungen 111
7.1.1 Allgemeines 111
7.1.2 Ermittlung der unbehinderten Krümmung in der Sohlplatte 113
7.1.3 Abminderung der Zwangsspannungen in der Sohlplatte bei unbehinderter Verkrümmungsmöglichkeit 116
7.1.4 Abminderung der Zwangsspannungen in der Sohlplatte bei unbehinderter horizontaler Verformung 117
7.2 Einfluss der Bodenreibung an der Sohlenunterseite 119
7.3 Verformungsbehinderung an den Baugrubenwänden 124
7.4 Thermisch/mechanisches Verhalten der Auftriebsanker 130
7.5 Spannungsbeeinflussung durch die Nachgiebigkeit der Baugrubenwand senkrecht zu ihrer Ebene 132
7.6 Spannungsentwicklung an der Fuge zweier Betonierabschnitte 139
7.7 Horizontale Druckkomponente beim Lenzvorgang 143
7.8 Zusammenfassung 146

8 Versuchsreihe zur Wärmeentwicklung von Unterwasserbetonen mittels adiabatischer Kalorimetrie 147

8.1 Veranlassung 147
8.2 Versuchsbetone und Versuchsdurchführung. 147
8.2.1 Gewählte Versuchsrezepturen 147
8.2.2 Versuchsaufbau und -Durchführung 148
8.2.3 Messergebnisse der Versuchsrezepturen 149
8.3 Versuchsauswertung und Bestimmung der Parameter ΔT_{ad}, t_k und c_1 151
8.3.1 Allgemeines 151
8.3.2 Anpassung der Modellparameter an die Messwerte 153
8.4 Beurteilung des Einflusses der Betonrezeptur auf die Zwangsspannungsentwicklung in der Betonsohle 157
8.5 Zusammenfassung 162

9 Anwendung für praktische Fälle 163

9.1 Zusammenwirken der theoretischen Einzelbausteine aus Kap. 3 bis 6 163
9.2 Ingenieurmodell für die praktische Vorgehensweise 164
9.3 Berechnungsbeispiel 166

10 Zusammenfassung 171

Literaturverzeichnis **173**

Anhang

Anhang A3 . . . . . **A1**
Anhang A4 . . . . . **A16**
Anhang A5 . . . . . **A21**
Anhang A6 . . . . . **A39**
Anhang A7 . . . . . **A54**
Anhang A8 . . . . . **A70**

Liste der Bezeichnungen und Symbole

A, E_v . . . . . Aktivierungsenergie [J/mol]

B, L . . . . . Länge [m]

C . . . . . Wärmekapazität [kJ/Km³]

E, E(t) . . . . E-Modul [N/mm²]

E_s . . . . . Steifemodul [MN{m²]

Gr . . . . . Grashof-Zahl [-]

H . . . . . Wassertiefe [m]

Ke . . . . . Kersten-Zahl [-]

M . . . . . Moment [kNm]

N . . . . . Normalkraft [kN]

Nu . . . . . Nusselt-Zahl [-]

Pr . . . . . Prandtl-Zahl [-]

R_{1R}, P_{2R} . . Relaxationsparameter [-]

Q_∞ . . . . . max. Hydratationswärme [kJ/kg]

Q(t) . . . . . Hydr.-Wärme zur Zeit t [kJ/kg]

R . . . . . Gaskonstante [J/(mol K)]

Ra . . . . . Rayleigh-Zahl [-]

T . . . . . Temperatur [°C]

a . . . . . Temperaturleitfähigkeit [m²/s]

c . . . . . Wärmekapazität [J/kg K]

c_1 . . . . . Modellparameter d. Wärmeentwicklung [-]

c_w . . . . . Wandsteifigkeit [m mm²/N]

d . . . . . Dicke [m]

f_{ct} . . . . . zentrische Zugfestigkeit [N/mm²]

f_c . . . . . zentrische Druckfestigkeit [N/mm²]

f_w . . . . . Wandverformung [mm]

g . . . . . Erdbeschleunigung [m/s²]

i . . . . . hydraulisches Gefälle [-]

k(t) . Spannungsminderungsfaktor [-]

k_f . . . . . Durchlässigkeitsbeiwert [m/s]

m_{ZEM} . . . . . Zementgehalt [-]

m_{FA} . . . . . Flugaschegehalt [-]

n . . . . . Porosität, Lamellenanzahl [-]

p . . . . . Druck [N/mm²]

q . . . . . Quarzanteil [-]

q(t) . . . . . Wärmeentwicklung [kJ/kg h]

$q_{ü}(t)$ . . . . . Wärmefluss [W/m²]

s . . . . . Abstand [m]

t . . . . . Zeit [h], [s]

t_k . . . . . Modellparameter d. Wärmeentwicklung [h]

t_w . . . . . wirksame Zeit [h]

u', eps . . . . Dehnung [-]

v . . . . . Geschwindigkeit [m/s]

v_f, v_{GW} . . . . . Grundwassergeschwindigkeit [m/d]

w . . . . . Wassergehalt [-] bzw. Verdunstungsmenge [kg/hm²]

w" . . . . . Krümmung [1/m]

x, y, z . . . . Koordinaten (horiz./horiz./vertik.)

z . . . . . Hebelarm [m]

Ψ . . . . . Relaxationsbeiwert [-]

α_T . . . . . Wärmedehnungskoeffizient [-/K]

α_0 . . . . . Anfangshydratationsgrad [-]

$\alpha(t)$ . . . . . Hydratationsgrad [-]

$\alpha_{ü}$ . . . . . Wärmeübergangskoeff. [W/m²K]

β . . . . . isobarer Volumenausdehnungskoeffizient [-/K], bzw. mechanischer Behinderungsgrad [-]

δ . . . . . Grenzschichtdicke [m]

ε . . . . . Dehnung [-]

ε_{as} . . . . . Schwindverkürzung [-]

γ, ρ . . . . . Dichte [kg/m³]

λ . . . . . Wärmeleitfähigkeit [W/mK]

η . . . . . dynamische Zähigkeit [kg/m s]

$\rho(\alpha_1)$ . . . . . Alterungsfunktion n. Trost [-]

σ . . . . . Spannung [N/mm²]

ν . . . . . kinematische Viscosität [m²/s]

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Berufstätigkeit als Statiker im Ingenieurbüro Pfülb als externer Doktorand am Institut für Konstruktiven Ingenieurbau der Universität der Bundeswehr München in den Jahren 2002 bis 2008.

Bedanken möchte ich mich an dieser Stelle bei Herrn Prof. Dr. M. Keuser, der neben der Anregung zum vorliegenden Thema stets engagiert den Fortgang der Bearbeitung mit fachlichem Rat und Diskussionsbereitschaft verfolgte, sowie um die Förderung und Realisierung der durchgeführten Versuche bemüht war.

Besonderer Dank gilt auch Herrn Prof. Dr. Dr. E.h. P. Schießl, nicht nur für das Interesse und die Übernahme des Korreferates, sondern auch für die Ermöglichung der Versuche am Centrum Baustoffe und Materialprüfung (CBM) der TU München, nach gescheiteter Finanzierung durch die DFG.
In diesem Zusammenhang möchte ich auch dem Laborleiter Herrn Dr. E. Hiller für die institutsübergreifende Planung und Überwachung der Versuchsreihe, sowie Herrn Dipl.-Ing. Ta und den Mitarbeitern am CBM für die Versuchsdurchführung danken.

Ebenso bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr. I. Mangerig für dessen Vorsitz im Promotionsausschuss, bei Herrn Prof. Dr. N. Gebbeken, der meinen Wunsch zur externen Promotion, nach bereits langjähriger Praxistätigkeit, als Dekan mit zu realisieren half, sowie nicht zuletzt bei den Mitarbeitern von Herrn Prof. Keuser, die mich, den sie als „Externen“ nur sehr selten zu sehen bekamen, vor allem in den organisatorischen Belangen jederzeit uneingeschränkt unterstützten.

Auch gilt mein Dank meinem Arbeitgeber Herrn Dipl.-Ing.(FH) Franz Pfülb und den Büromitarbeitern für die erforderliche Geduld und Freistellung zur häuslichen Bearbeitung der Dissertation, sowie meiner Kollegin Frau Karin Sander für das Anfertigen diverser Illustrationen in CAD.

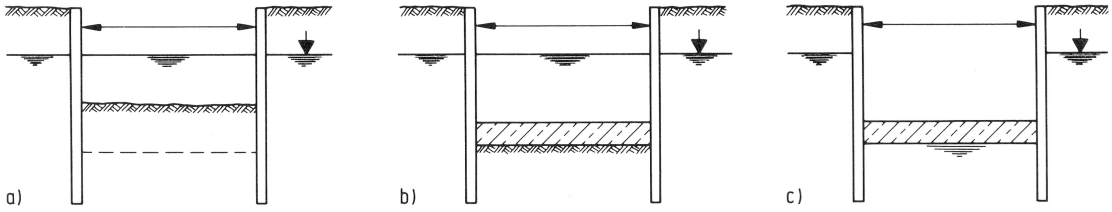
Regensburg im Januar 2010

Ewald Dirnberger

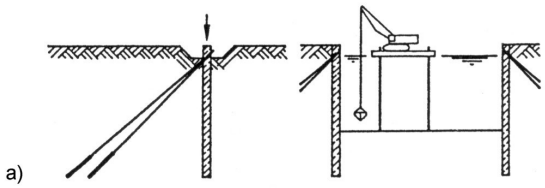
1 Einführung

1.1 Veranlassung

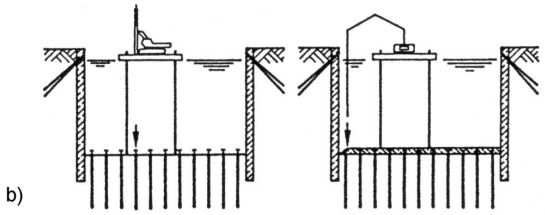
Unterwasserbetonsohlen werden bei Gründungen im Grundwasser in vorwiegend nichtbindigen Böden häufig als bebauungs- und grundwasserschonende Alternative zur Grundwasserabsenkung, einer offenen Wasserhaltung oder einer sog. tiefliegenden Gel-Sohle angewendet. Dabei kann die Gründungstiefe von wenigen Metern unter dem Grundwasserspiegel bis hin zu 10m und mehr reichen. Ab einer Wassertiefe von ca. 5m wird eine vertikale Rückverankerung gegenüber einer entsprechenden Vergrößerung der Sohlenstärke zur Auftriebssicherung wirtschaftlich sinnvoll. Als wasserdichte Baugrubenumschließung werden sowohl Spundwände als auch Ortbeton-Schlitz- oder Bohrpfahlwände ausgeführt.
Die Anwendungen sind vielseitig: Angefangen von Fundamenten mit nur wenigen Quadratmetern Fläche, z.B. für Brückenpfeiler, über linienförmige Sohlplatten großer Länge bei Verkehrsbauwerken bis hin zu großflächigen, gegebenenfalls unregelmäßigen und mit Höhenversprüngen durchsetzten Sohlen für innerstädtische Bauprojekte mit teilweise beengten Platzverhältnissen.



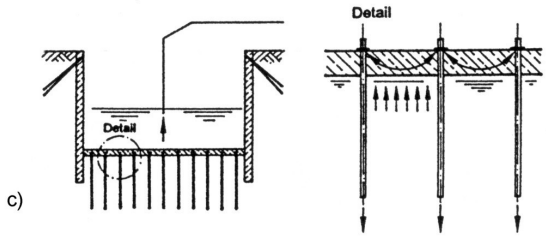
Bauablauf zur Herstellung einer uw-Betonsohle
a) Unterwasseraushub im Schutz von wasserdichten Wänden
b) Einbringen des Unterwasserbetons mit Anschluß an die Wände
c) Lenzen der Baugrube



obere Darstellung (a-c): *[4]*
unverankerte Unterwasserbetonsohle



linke Darstellung (a-c): *[189]*
verankerte Unterwasserbetonsohle mit rückverankerter Baugrubenwand



Da Unterwasserbetonsohlen aufgrund der schwierigen Betonierbedingungen unter Wasser zumeist unbewehrt ausgeführt werden müssen, ist sowohl im Hinblick auf die Tragfähigkeit, d. h. den Verlust der Auftriebssicherheit, Biege- oder Schubversagen, als auch auf die Gebrauchsfähigkeit in Form von Wasserdichtigkeit bzw. Menge des zu bewältigenden Leckagewassers, besonderes Augenmerk auf die Entstehung von Rissen im Beton zu legen.
Vor allem Risse, die die Gebrauchstauglichkeit betreffen, haben in der Vergangenheit häufig zu Schäden geführt, zumal sich bei bestimmten Bodenverhältnissen daraus auch ein Tragfähigkeitsrisiko entwickeln kann, wenn sich beispielsweise beim Auswaschen von Bodenfeinteilen durch das Leckagewasser Erosion mit der Folge hydraulischen Grundbruchs unter der Sohlplatte einstellt.
In bestimmten Fällen angewandte Betonrezepturen mit Stahlfaserzugabe können aufgrund der dadurch erreichten Zähigkeit des Betons die Tragfähigkeitsrisiken mindern, stellen aber neben erhöhten Kosten auch höhere Anforderungen an Herstellung und Einbau des Frischbetons.
Auf der anderen Seite ist unter bestimmten Vorraussetzungen auch eine sukzessive Selbstabdichtung von kleinen Rissen durch die noch stattfindende Rest-Hydratation des Zements möglich *[30], [117],* welche aber eng an eine gewisse Rissbreite sowie Leckagewasser-Durchflussmenge gebunden ist.
Risse in Sohlplatten können sowohl von äußeren Lasteinwirkungen als auch von inneren Zwangskräften herrühren: Als äußere Lasten kommen vor allem Auftriebs- und Verankerungskräfte, aber auch Temperatureinwirkungen aus Sonnenbestrahlung in Frage. Als „innere“ Belastungen sind bei den üblichen Sohlenstärken von 1 bis 2m insbesondere Zwangs- und Eigenspannungen aus der Hydratationswärmeentwicklung des Zements zu nennen.
Diese entstehen aus der Wärmefreisetzung bei der chemischen Reaktion der Zementklinkerphasen mit dem Zugabewasser, die in den bereits erstarrten Bereichen des Sohlenbetons zu Wärmedehnungen führt, und der nachfolgenden Kontraktion des Betons durch Abkühlung auf die Umgebungstemperatur.
Da die Beträge von Ausdehnung und Verkürzung sowie die dazugehörigen E-Moduli aufgrund sich zeitlich ändernder mechanischer Eigenschaften des jungen Betons unterschiedliche Werte aufweisen, kommt es schließlich bei Behinderung der horizontalen Verformungen zu Zwangsspannungen.
Ebenso entstehen Eigenspannungen über die Plattendicke, wenn sich an den Ober- und Unterseiten der Sohle andere zeitliche Temperaturverläufe ergeben als im Kernbereich.
Bei der dafür wichtigen Bestimmung der Temperaturverläufe spielen auch die thermischen Randbedingungen an der Ober- und Unterseite der Unterwasserbetonsohle eine entscheidende Rolle *[85]*. Dabei gilt es die thermische Wirkung des Baugrubenwassers mit ihrer bei Erwärmung stattfindenden freien Konvektion an der Sohlenoberseite, sowie die Einflüsse des grundwassergesättigten Bodens mit ggf. vorhandener Grundwasserströmung an der Sohlenunterseite, zu beachten.
Ebenso von Bedeutung sind die Veränderungen in den Randbedingungen an der Sohlenoberseite, wenn nach erfolgtem Lenzen der Baugrube die feuchte Sohlenoberseite der Umgebungsluft mit den Einflüssen aus Verdunstung und Strahlung ausgesetzt ist.
Schließlich ist auch die richtige Erfassung der mechanischen Randbedingungen, insbesondere die der Sohl- und Wandreibung, der Beeinflussung durch Auftriebsanker sowie die Interaktion mit den Baugrubenwänden und ggf. vorhergehenden Betonierabschnitten der Sohle, für die Spannungsentwicklung entscheidend.

1.2 Ziel der Untersuchungen

Ziel der folgenden Untersuchungen ist es daher, die Grundlagen zur Ermittlung der Temperatur- und Spannungsfelder in Unterwasserbetonsohlen in allgemeingültigem Umfang darzustellen, und dabei insbesondere die Rolle des Grundwassers bei unterschiedlichen Strömungsgeschwindigkeiten sowie die des Baugrubenwassers über der Betonsohle zu erfassen.
Durch eine an den jeweiligen Temperaturverlauf der einzelnen Sohlenbereiche gekoppelte Ermittlung der mechanischen Eigenschaften des jungen Betons soll eine zeitlich geschlossene Spannungsberechnung unter Berücksichtigung mechanischer Verformungsbehinderungen unter „Bauteilbedingungen“ ermöglicht werden.
Dafür müssen ferner die rezepturspezifischen Wärmeentwicklungsparameter von UW-Betonen im Laborversuch genauer bestimmt werden, um diese in einem geeigneten mathematischen Modell für die Berechnung der Wärmeentwicklung aus Hydratation, unter beliebigen thermischen Randbedingungen, anwendbar zu machen.
Dadurch soll es möglich werden, die Auswirkungen aller Eingangsparameter auf die Spannungsentwicklung und somit auf das Rissrisiko einer UWBS beurteilen zu können und spannungssensitive Parameter zu identifizieren.

2 Stand der Forschung

2.1 Untersuchungen über Unterwasserbetonsohlen

2.2.1 Herstellung, Betontechnologie und Vorschriften

Zur Ausführung und Bemessung von Unterwasserbetonsohlen finden sich in der Literatur bis dato nur wenige Beiträge. Dabei werden zumeist nur Verfahren und Geräte für den praktischen Einbau vorgestellt, sowie allgemeine Probleme hinsichtlich der zu erwartenden Betonqualität von Unterwasserbeton aufgezeigt *[166]*, *[116]*, *[56]*, *[185]*.
Darüber hinaus existieren diverse Erfahrungsberichte in Fachzeitschriften, die über einzelne ausgeführte Projekte und die dabei getroffenen, zumeist auf empirischen Erkenntnissen beruhenden, betontechnologischen Maßnahmen berichten. Diese zielen meistens auf eine generelle Reduzierung der Hydratationswärme der jeweils eingesetzten Betonrezepturen ab. Die Berichte liefern aber nur bedingt allgemeingültige systematische Erkenntnisse, da überwiegend nur über einen Teil der relevanten Randbedingungen Aussagen gemacht werden, und Ergebnisse von Monitorring-Maßnahmen daher kaum (rechnerisch) nachvollziehbar werden. Stellvertretend seien hier *[81]*, *[79]*, *[68]*, *[99]*, *[168]* und *[156]* genannt.
Als Regelwerke befassen sich in Deutschland lediglich die ZTV-ING, Teil 5 *[198]* sowie der DIN-Fachbericht 100 mit Anforderungen an die Betontechnologie, indem verbindliche Aussagen über w/z-Wert, Zementgehalt und Anrechenbarkeit von Flugasche gemacht werden.
Dagegen werden im Merkblatt Unterwasserbetonsohlen der Österreichischen Vereinigung für Beton und Bautechnik von 2005 *[196]* detailliertere Empfehlungen auch für die baubetriebliche Ausführung (z. B. Lenzzeitpunkt, Betonfestigkeit, Dichtigkeitsanforderungen) gemacht und auf kritische Punkte und Fehlerquellen in den einzelnen Bauphasen hingewiesen.

2.2.2 Tragverhalten/FEM-Modellierung

Eingehende Betrachtungen zum Tragverhalten werden insbesondere in *[37], [190]* im Zuge der Baumaßnahmen am Potsdamer Platz in Berlin 1995 angestellt. Dabei wurde das Verformungs- und Bruchverhalten von Modellkörpern mit dem Hauptziel untersucht, die Unterschiede zwischen unbewehrten und faserbewehrten Betonsohlen aufzuzeigen. Bei den durchgeführten Modellrechnungen mit FEM, die als theoretische Ergänzung zu den bereits in *[4]* beschriebenen Tragmodellen für rückverankerte Unterwasserbetonsohlen dienen, wurde eine Rissvorhersage nur aufgrund der äußeren Einwirkungen, nicht aber durch Quantifizierung zu erwartender innerer Zwangsspannungen, modelliert. Ähnliche statische Betrachtungen für den Grenzzustand der Tragfähigkeit wurden in *[114]* angestellt.
Untersuchungen über den Temperaturverlauf in Unterwasserbeton finden sich in den USA *[72]*. Dabei werden bei ausgeführten Brückenpfeilerfundamenten aus Massenbeton in fließendem Wasser Temperaturen nach Messungen und FEM-Berechnungen verglichen und die Gefahr der Rissbildung infolge Hydratationswärme verifiziert.
Auch in *[127]* und *[104]* werden im Zuge der Bauvorhaben am Potsdamer Platz Temperatur- und Spannungsberechnungen an FEM-Modellen rückverankerter Unterwasserbetonsohlen angestellt und die Ergebnisse der numerischen Berechnungen mit den vor Ort aufgezeichneten Messwerten verglichen.
Jedoch handelt es sich hier wiederum um Einzelprojekte, deren Ergebnisse nur bedingt allgemeingültige Aussagen liefern können, und allenfalls als Referenz zum Testen eigener Berechnungsverfahren brauchbar sind, wobei teilweise nicht alle erforderlichen Eingangswerte zur Verfügung stehen.

2.2 Wärmeleitung, Wärmeentwicklung, Temperaturspannungen und Risse in jungem Beton allgemein

Zur Problematik der Rissbildung, infolge abfließender Hydratationswärme, in an der Umgebungsluft erhärtenden Betonbauteilen existieren sehr zahlreiche und umfassende Forschungsarbeiten. Schon vor Jahrzehnten befaßten sich Forschungsarbeiten wie u.a. *[2], [18]*, *[35]*, *[176] und [184]* mit der Bestimmung von Temperaturverläufen mittels analytischer Lösung der Wärmeleitungsgesetze sowie den Zugspannungen aus Hydratationswärme.
In späteren Untersuchungen wird auch eingehend auf die Problematik der Bestimmung der während des Hydratationsablaufes entstehenden Spannungen eingegangen, welche darin begründet ist, dass sich die maßgebenden mechanischen Betoneigenschaften wie E-Modul, Wärmedehnungskoeffizient, Relaxationsvermögen, Zugfestigkeit und Zugbruchdehnung im jungen Betonalter stark zeitabhängig entwickeln, und eine Aussage über Risse nur bei richtiger zeitlicher Zuordnung zu den ermittelten Temperaturen möglich sein kann.
Ferner werden dabei die Reaktionsmechanismen der Zementklinker mit ihrer temperaturabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit sowie Wärmefreisetzungsrate untersucht, mit dem Ziel einer besseren Quantifizierung der freiwerdenden Wärmemengen, als Grundlage für die Temperatur- und Reifegrad-Berechnung.
Stellvertretend seien hier die umfassenden Arbeiten und Versuchsreihen in *[187]*, *[115]*, *[15]*, *[62]*, *[103]*, *[147]*, *[112], [128]*, *[71]*, *[130]*, *[137]*, *[58,59]*, *[31]*, *[135]* , *[69]* und *[124]* genannt, welche aber nur teilweise durch Versuche ermittelte Parameter zur Wärmefreisetzung, überwiegend von PZ-Betonen, bereitstellen.
In anderen Ländern, v. a. in den Niederlanden und Schweden, befassten sich EMBORG, v. BREUGEL, BERNANDER, KOENDERS in *[160, 161]* und *[20]* mit der Rissproblematik in jungem Beton.

2.3 Thermische Randbedingungen im Wasser und Grundwasser

Für die Temperaturberechnungen werden in diesen o.g. Untersuchungen fast ausschließlich Newton'sche Randbedingungen für den Wärmeübergang vom Beton in die freie Atmosphäre, gegebenenfalls unter Berücksichtigung einer Schalung oder des anstehenden Bodens und einer Sauberkeitsschicht, angenommen. Ausreichende Angaben oder Betrachtungen für den Wärmeübergang an Böden mit stehenden oder sogar fließenden Grundwasser fehlen hier. Ebenso für den Wärmeübergang in stehendes Baugrubenwasser, da dort Unterwasserbeton nicht Gegenstand der Untersuchungen ist.
Nur in *[130]*, *[133]* und *[173]* finden sich Hinweise auf einen im Wasser stark erhöhten Wärmeübergang. Für eine aussagekräftige Berechnung müssen dazu jedoch auch Effekte wie freie Konvektion im Wasser über der Betonsohle und die Fließgeschwindigkeit des Grundwassers berücksichtigt werden.
Dagegen wird auf den Wärmeübergang in wassergesättigte Böden, auch mit fließendem Grundwasser, in *[23]* im Zuge der Betrachtung des Wärmeverlustes von Kellergeschossen an das Erdreich eingegangen. Die Ergebnisse bestätigen zwar einen stark erhöhten Wärmeübergang, abhängig von der Grundwassergeschwindigkeit, jedoch können sie für die instationäre Problematik bei Unterwasserbetonsohlen nur bedingt brauchbare Aussagen liefern.
Auch die Arbeiten in *[25]* , *[151]*, *[67]* und *[120]* befassen sich mit den Wärmeverlusten von Gebäuden an das feuchte Erdreich, jedoch ohne Einbeziehung der Strömung des Grundwassers.

2.4 Schwindeinflüsse

Zu den thermischen Eigen- und Zwangsspannungen im Beton kommen noch temperaturunabhängige Verformungen aus verschiedenen Schwindmechanismen. Dazu kann neben dem chemischen Schwinden die Feuchteverteilung im Beton nach dem Lenzen der Baugrube von Bedeutung sein.
Grundlagen dazu stellt *[55]* zur Verfügung. Weitere konkretere Anhaltspunkte bieten Untersuchungen von *[1]*, *[90]*, *[157], [159]*, jedoch lassen sich daraus keine eindeutigen Feuchte- und Dehnungsverteilungen über dicke Querschnitte unter mehreren Metern Wasserdruck an der Unterseite ableiten.

2.5 Dehnungsbehinderung

Als weiteres wichtiges Glied in der Kette Temperatur-Dehnung-Spannung stellt die mechanische Behinderung der sich einstellenden Verformungen, v. a. an der Schnittstelle Betonsohle-Untergrund und Baugrubenwand dar. Untersuchungen über die Reibbehinderung der versch. Böden und die Auswirkungen auf die Betonspannungen und Verformungen sind in *[94], [148], [149]* und auch *[33]* zu finden.
Eine andere Art der Reibung tritt an der Begrenzung der Sohlplatte, dem Anschluss an die abdichtende Spundwand oder Schlitzwand auf: Für den Fall der Spundwand gibt *[183]* Reibbeiwerte aus Versuchen an.

2.6 Zusammenfassung

Es zeigt sich, dass für eine wirklichkeitsnahe Temperatur- und Spannungsberechnung unbewehrter Unterwasserbetonsohlen, speziell im Hinblick auf Hydratationswärme, noch keine umfassenden Untersuchungen bzw. Modellierungen existieren, welche die besonderen Randbedingungen unter der Wasseroberfläche ausreichend berücksichtigen, und somit ein allgemeingültiges Werkzeug zur Behandlung von Unterwasserbetonsohlen in der Praxis, unter Einbeziehung aller variablen Eingangsparameter, bereitstellen.
Insbesondere fehlen noch Angaben zur Hydratationswärmefreisetzung und Festigkeitsentwicklung für die im UW- und Massenbeton-Bereich oft stark flugaschehaltigen Betonrezepturen mit niedrigerer Hydratationswärme, die eine Grundlage für eine thermische Modellierung sind.
Zwar wurde in den letzten Jahren durch Untersuchungen über stahlfaserbewehrte Unterwasserbetonsohlen ein Weg eingeschlagen, der die Rißprobleme aufgrund ihrer Materialduktilität per se reduziert, doch dürften aufgrund der v. a. höheren Kosten und der herstellungstechnisch höheren Anforderungen bei diesen Betonmischungen auch weiterhin die unbewehrten Sohlen eine Standardlösung darstellen. Nicht zuletzt haben die thermischen Untersuchungsergebnisse gleichwohl für beide Bauweisen Gültigkeit.

3 Die Wärmeentwicklung und Wärmeleitung im Sohlenbeton

3.1 Allgemeines

Zement und andere hydraulische Bindemittel setzen beim Abbindevorgang, aufgrund exothermer chemischer Reaktionen, Energie in Form von Wärme frei. Die Menge der bis zum Zeitpunkt der abgeschlossenen Hydratation abgegebenen Wärmeenergie Q_∞ [kJ/m³ Beton] ist nicht nur vom Zementgehalt [kg/m³] der Betonrezeptur, sondern auch vom jeweiligen Zementtyp abhängig.
Die pro Zeiteinheit erzeugte Wärmemenge im Beton q(t) [kJ/m³h] steigt nach Wasserzugabe beim Mischvorgang nach einer kurzen Ruhephase mehr oder weniger rasch auf ihren Maximalwert an und fällt dann, zunächst wieder stark, dann im Zeitverlauf zunehmend abflachend, asymptotisch auf Null ab.
Dabei stellt sich in Abhängigkeit von Betonrezeptur und Zement ein unterschiedlicher zeitlicher Verlauf ein, der durch Zugabe von Verzögerer oder Verflüssiger weiter beeinflusst wird. Darüber hinaus spielt der während der Hydratation vorhandene Temperaturverlauf im Beton eine wichtige Rolle. Eine höhere Temperatur beschleunigt die chemischen Prozesse und erhöht damit die aktuelle Wärmeabgabeleistung [kJ/h], und umgekehrt. Die bis zur vollständigen Hydratation abgegebene Gesamtenergie Q_∞ bleibt dabei jedoch in erster Näherung unverändert.
Für die analytische Erfassung der Hydratationswärmeabgabe existieren in der Literatur einige, vor allem empirische, Formel-Ansätze, die sich als mathematische Ableitung des Hydratationsgrades $\alpha(t)$ (= Verhältnis der bis zum Zeitpunkt t [h] freigewordenen Hydratationswärme zur Gesamtenergie Q_∞) nach der Zeit t darstellen. Diese geben die Wärmeabgabe bei isothermischen Bedingungen ($T \equiv +20°C$) wieder, wobei $\frac{d\alpha}{dt} \cdot Q_\infty = \frac{dQ}{dt}$ ist.

Beispielhaft seien hier genannt:

- der Ansatz von Wesche *[31]*

$$\frac{dQ}{dt} = q(t) = Q_\infty \cdot a \cdot b \cdot t^{(b-1)} \cdot e^{(a \cdot t^b)} \qquad (Q_\infty \text{ [kJ/kg], a, b Modellparameter}) \qquad \text{(Gl. 3.1)}$$

- der Ansatz nach Jonasson *[58], [31], [124]*

$$\alpha(t) = e^{-\ln\left(1+\frac{t}{t_k}\right)^{c_1}} \qquad (Q_\infty \text{ [kJ/kg], } t_k \text{ , } c_1 \text{ Modellparameter}) \qquad \text{(Gl. 3.2a)}$$

und daraus $$\frac{dQ}{dt} = q(t) = -Q_\infty \cdot e^{-\left[\ln\left(1+\frac{t}{t_k}\right)\right]^{c_1}} \cdot \frac{c_1}{t_k + t} \cdot \left[\ln\left(1+\frac{t}{t_k}\right)\right]^{(c_1-1)} \qquad \text{(Gl. 3.2b)}$$

- das "Danish model" *[161]*

$$\frac{dQ}{dt} = q(t) = Q_\infty \cdot e^{-\left[\left(\frac{a}{t}\right)^b\right]} \cdot b \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{(b-1)} \cdot \frac{a}{t^2} \qquad (Q_\infty \text{ [kJ/kg], a, b Modellparameter}) \qquad \text{(Gl. 3.3)}$$

Hierbei stellt die Variable „t" das sog. wirksame Alter dar, welches definitionsgemäß nur bei einer Temperatur von +20°C mit der tatsächlichen Zeit übereinstimmt. Alle Zeitinkremente mit davon abweichenden Temperaturen müssen über eine sog. Reifefunktion in das „wirksame" Alter t_w transformiert, und dieses anstelle von t eingesetzt werden. Die dafür gebräuchlichste Transformation ist aus dem Ansatz nach Arrhenius /Freiesleben *[31]* abgeleitet:

$$t_w = \int \exp\left(\frac{A}{R}\left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273+T}\right)\right) dt \qquad \text{(Gl. 3.4)}$$

T Temperatur in °C, R = 8,3143 (univers. Gaskonstante), [J/(mol K)]

A = 33500+1470 (20-T) (Aktivierungsenergie) [J/mol] für T<+20°C

A = 33500 [J/mol] für T ≥ +20°C

Mittels der damit bekannten Wärmeabgabe als Funktion der Zeit, und durch die Temperatur indirekt auch des Ortes, lässt sich zur Temperaturfeldberechnung die instationäre Fourier'sche Differentialgleichung der Wärmeleitung ansetzen:

In 3- bzw. 1-dimensionaler Form lautet sie :

$$\lambda \cdot \left(\frac{\delta^2 T}{\delta x^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta y^2} + \frac{\delta^2 T}{\delta z^2}\right) = c \cdot \frac{\delta T}{\delta t} - q(t) \qquad \text{(Gl. 3.5a)}$$

bzw. $$\lambda \cdot \left(\frac{\delta^2 T}{\delta z^2}\right) = c \cdot \frac{\delta T}{\delta t} - q(t) \qquad \text{(Gl. 3.5b)}$$

mit T …Temperatur, t …Zeit, x,y,z …Koordinaten, λ … Wärmeleitfähigkeit,
c …Wärmekapazität, q(t) …Hydratationswärmeabgabe

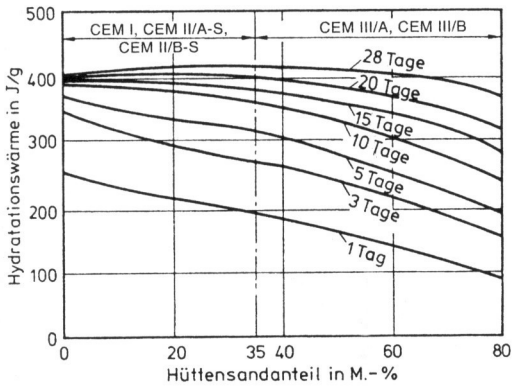
Da der Verlauf von q(t) i. a. keine geschlossene Funktion darstellt, kann eine Lösung für das gesuchte Temperaturfeld nur mit numerischen Verfahren erreicht werden. In dieser Arbeit wird dazu mit dem FEM-Programm ADINA-T gearbeitet, das ein- und mehrdimensionale instationäre Berechnungen in beliebigen Zeitschritten vornimmt.

3.2 Wärmeentwicklung unterschiedlicher Betonrezepturen

Die in Gl. 3.1 bis 3.3 vorgestellten Ansätze zur zeitlichen Wärmeentwicklung aus Hydratation enthalten jeweils drei rezepturabhängige Parameter. Weitere Formelansätze und deren Bewertung finden sich in *[31]*.
Allen Modellen gemeinsam ist der Wert der abgegebenen Wärmeenergie bei vollständiger Hydratation Q_∞ [kJ/kg oder kJ/m³]. Die übrigen Parameter sind nicht nur rezeptur-, sondern auch modellabhängig und von abstrakterer Natur.

3.2.1 Maximale Wärmeabgabe Q_∞

Diese ist im wesentlichen nur von der Menge und Art des Bindemittels im Beton abhängig. Es besteht allerdings eine geringfügige Abhängigkeit von der Erhärtungstemperatur des Betons, die in der temperaturabhängigen Bildung unterschiedlicher chemischer Hydratationsprodukte begründet ist und in der vorliegenden Arbeit unberücksichtigt bleibt. Neben Zement kann im Massenbeton vor allem Flugasche in beträchtlichen Dosierungen eingesetzt werden. Sie bewirkt trotz ihres hohen Beitrags zur Betonfestigkeit nur eine geringe Freisetzung von Wärmeenergie (etwa 35 kJ/kg) *[124]*.
Beim Zement hängt die Wärmeabgabe von dessen Zusammensetzung, die sich vor allem aus der Einordnung in eine Zementart ergibt, ab (Abb. 3.1). Die verschiedenen sog. Klinkerphasen und Schlacken, die für die chemische Reaktion im Zement verantwortlich sind, haben eine unterschiedlich hohe Wärmeentwicklung (Abb. 3.2) und sind in den verschiedenen Zementen auch unterschiedlich stark vertreten bzw. nur in bestimmten Zementarten anzutreffen. Dazu zählt vor allem der Hüttensandgehalt im CEM II (Portlandhüttenzement) und im CEM III (Hochofenzement). Aber auch innerhalb einer Zementart ist herkunftsabhängig eine beträchtliche Bandbreite bei der Wärmeentwicklung möglich.



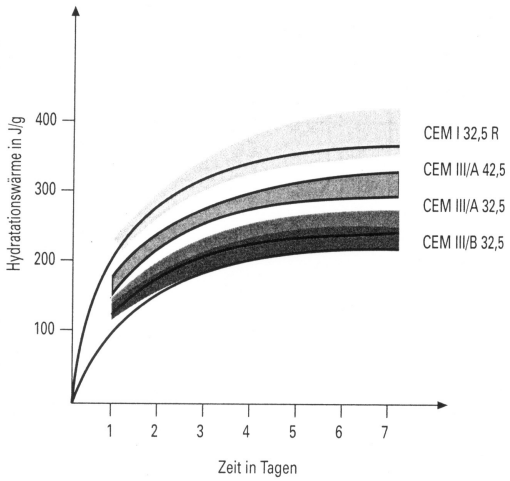
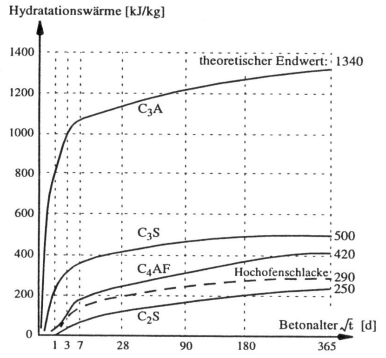


Abb. 3.1 Hydratationswärme der verschiedenen Zementarten [57], [194]



Hydratationswärmeentwicklung der Klinkerphasen und der Hochofenschlacke

$$Q_Z(t) = a \cdot (\%\ C_3S) + b \cdot (\%\ C_2S) + c \cdot (\%\ C_3A) + d \cdot (\%\ C_4AF) \quad [kJ/kg]$$

Klinkerphase		Hydratationswärme Q [kJ/kg]	Anteil im Portlandzementklinker [Massen-%] Mittelwert	(Minimal - Maximalwert)
Tricalciumsilicat	C_3S	500	63%	(45% - 80%)
Dicalciumsilicat	C_2S	250	16%	(0 - 32%)
Tricalciumaluminat	C_3A	870 (in PZ mit SO_3: 1340)	11%	(7% - 15%)
Calciumaluminatferrit	$C_4(A,F)$	420	8%	(4% - 14%)
Freies Calciumoxid	CaO	1150	1%	(0.1% - 3%)
Freies Magnesiumoxid	MgO	840	1.5%	(0.5% - 4.5%)

Hydratationswärme und Anteil der Klinkerphasen im Portlandzementklinker

Daher ist eine rechnerische Bestimmung von Q_∞ nur aufgrund der Betonrezeptur in der Regel zu ungenau. Es sollten entweder Messergebnisse für den verwendeten Zement oder besser die verwendete Betonrezeptur vorliegen. Ein davon abweichender Zementgehalt kann dann genügend genau durch eine lineare Umrechnung berücksichtigt werden.
Dividiert man Q_∞ durch die Wärmekapazität des Betons, erhält man alternativ die maximale Temperaturerhöhung ΔT_{ad} [K], die sich unter adiabatischen Verhältnissen, also ohne Energieabgabe nach außen, für $t \to \infty$ einstellt.

Abb. 3.2 Wärmeentwicklung der Klinkerphasen [31] (für CEM I), der Wert für Hüttensand beträgt ca. 290 kJ/kg

3.2.2 Die Parameter des Hydratationsverlaufes

Die in den Gl. 3.1 bis 3.3 enthaltenen weiteren zwei Parameter kennzeichnen den zeitlichen Verlauf der Hydratation, sowohl bei isothermischen (standardgem. +20°C) als auch bei adiabatischen oder beliebig zeitlich veränderlichen Temperaturverläufen. Sie müssen experimentell in kalorimetrischen Versuchen bestimmt werden. Die unterschiedlichen Erhärtungstemperaturen werden dabei durch die Reifefunktion bzw. das „wirksame Betonalter“ t_w [h] berücksichtigt, welches in die Formeln an die Stelle von t tritt (nur bei $T \equiv +20°C$ gilt $t_w = t$).
In der vorliegenden Arbeit wird, wegen der häufigeren Verwendung in der Literatur und der Favorisierung in neueren Forschungen *[58]* sowie der besseren Verfügbarkeit von experimentell ermittelten Werten, mit dem Modell nach Gl. 3.2 gearbeitet.
Die hier verwendeten Parameter t_k [h] und c_1 [-] (ursprünglich war im Ansatz von Jonasson noch ein weiterer Faktor enthalten, der aber aufgrund von Versuchsreihen zu konstant -1 gesetzt wurde *[58]*) lassen sich anschaulich als Zeit der „Ruhephase“ der exothermen Reaktion (t_k) bzw. als Steigung der Freisetzungsrate im Wendepunkt (c_1) deuten.
Bei Zugabe von Flugasche, deren puzzolanische Reaktion zeitlich gegenüber der Zementhydratation verzögert abläuft *[63]*, stellt sich die Frage, ob hier ein modifizierter Summenansatz für die Wärmefreisetzung nach Gl. 3.2b sinnvoll wäre, der, getrennt für die Wärmeabgabe des Zements und die der Flugasche, mit separaten Parametern angeschrieben wird. Dazu wären jedoch detaillierte Versuche notwendig, wobei fraglich ist, ob angesichts der geringen Wärmeabgabe von Flugasche eine spürbare Steigerung der Genauigkeit gegenüber Gl. 3.2b erzielbar wäre.

Abb. 3.3 zeigt für isothermische Bedingungen bei T = +20°C beispielhaft die Auswirkungen der beiden Parameter t_k und c_1 auf den nach Gl. 3.2b berechneten Wärmefreisetzungsverlauf bei gleicher max. Wärmeabgabe Q_∞ (ΔT_{ad} = 65K).
In Anhang A3/1 finden sich Diagramme, entnommen aus *[58],* die Angaben über die Abhängigkeit der Werte t_k und c_1 von der Frischbetontemperatur, dem Zementgehalt und der Verzögererzugabe sowie über deren Bandbreite für übliche Rezepturen enthalten. Das bedeutet auch, dass der auf das wirksame Betonalter normierte Hydratationsverlauf nicht völlig unabhängig von der Anfangstemperatur ist, und ebenso der Zementgehalt nicht nur die maximale Wärmeabgabe Q_∞ beeinflusst.

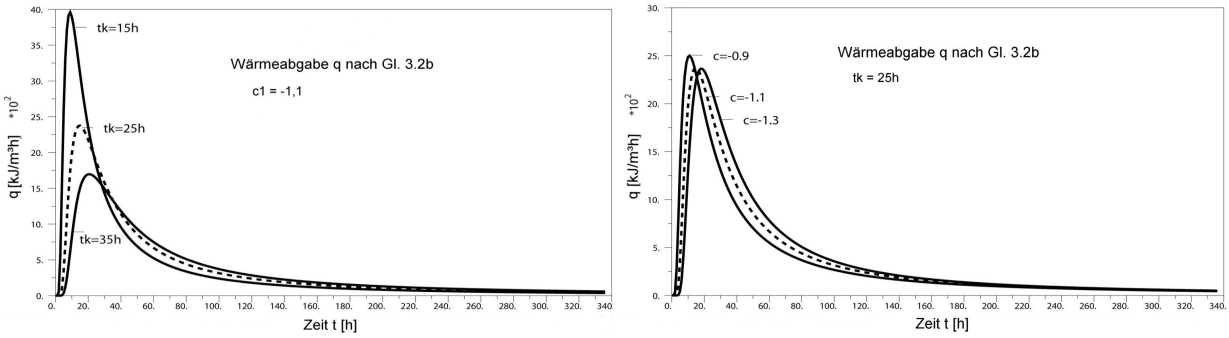


Abb. 3.3a,b Auswirkung von t_k (a) und c_1 (b) auf die isothermische Wärmefreisetzung q(t) gem. Gl. 3.2b bei +20°C

3.3 Berücksichtigung der Betontemperatur

Die in Abschnitt 3.1 angegebene Gl. 3.4 liefert die Beziehung zwischen den tatsächlich vorhandenen Betontemperaturen und dem wirksamen Alter t_w. Daneben existieren noch eine Reihe weiterer Formelansätze, die in *[31]* diskutiert werden. Jedoch wird der Lösung nach Gl. 3.4 wegen der besten experimentellen Absicherung in der Literatur der Vorzug gegeben.
Abb. 3.4 zeigt, wie sich dabei eine von +20°C abweichende Temperatur auf die Gewichtung der Zeit auswirkt (bei +20°C ist der Wert 1,0 und bei +10°C nur ~ 0,50).

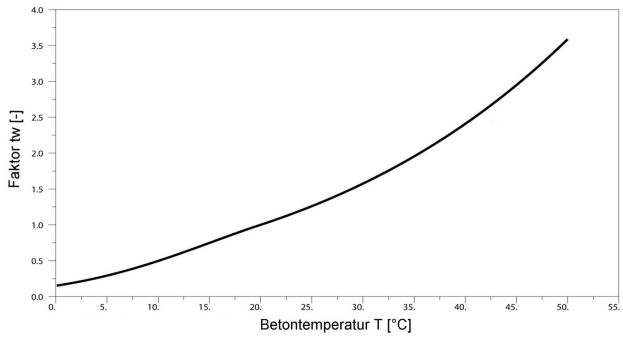


Abb. 3.4 Wichtungsfaktor t_w / t des wirksames Betonalters in Abhängigkeit der Betontemperatur (gem. Gl. 3.4 für konst. Betontemperatur)

Folglich verursacht eine veränderte, aber konstante Betontemperatur eine lineare zeitliche Dehnung bzw. Stauchung des Wärmefreisetzungsverlaufes. Da die dabei abgegebene Energiemenge theoretisch unverändert bleibt, wird die Kurve für q(t) auch in der Vertikalen entsprechend im umgekehrten Verhältnis verzerrt. Dies ist auch dadurch erklärbar, dass Gl. 3.2b die Ableitung von $\alpha(t)$ nach der Zeit t_w, und nicht nach der realen Zeit t darstellt, weshalb zusätzlich nach t „nachdifferenziert" werden muss, und Gl. 3.2b zu Gl. 3.2c wird (s.a. Anhang A3/2). Die Fläche unter den einzelnen Kurven in Abb. 3.5 bleibt jedoch dieselbe, wenn man sie bis $t \to \infty$ verlängert.

$$\frac{dQ}{dt} = q(t) = -Q_\infty \cdot e^{-\left[\ln\left(1+\frac{t_w}{t_k}\right)\right]^{c_1}} \cdot \frac{c_1}{t_k + t} \cdot \left[\ln\left(1+\frac{t_w}{t_k}\right)\right]^{(c_1-1)} \cdot \frac{dt_w}{dt} \qquad \text{(Gl. 3.2c)}$$

In Abb. 3.5 sind die nach Gl. 3.2c berechneten Wärmeabgabeverläufe für unterschiedliche isothermische Verhältnisse aufgetragen, wobei t_w gem. Gl. 3.4 als t x konstanter Wichtungsfaktor eingesetzt wurde. Die entsprechenden Wärmeentwicklungsparameter wurden von einer in der Praxis verwendeten Unterwasserbetonrezeptur *[127]* übernommen, die auch für die folgenden Kapitel dieser Arbeit angesetzt wird.
Will man den Hydratationsverlauf für adiabatische oder teiladiabatische Verhältnisse, wie sie sich z. B. bei einem Kalorimeterversuch oder unter realen Bauteilbedingungen einstellen, verfolgen, verändern sich dabei Betontemperatur und Gewichtung der Zeitintervalle ständig. Gleichung 3.4 und 3.2 müssen dann in genügend kleinen Zeitintervallen unter Kenntnis der tatsächlichen zeitveränderlichen Betontemperatur angewendet werden, welche in einem thermischen (FE-)Modell separat berechnet werden muss (s. später unter Punkt 3.4).
Liegt jedoch, wie z. B. bei einer adiabatischen Hydratationswärmebestimmung mittels Kalorimeter, der adiabatische Fall ohne Wärmeverlust vor, kann die Bestimmung des Temperaturverlaufes auch direkt ohne thermische Berechnung erfolgen.
Die Betontemperatur ist dann $T(t) = T_0 + Q_\infty \cdot \alpha(t) / C$, mit der Anfangstemperatur (Frischbetontemperatur) des Betons T_0 und der Wärmekapazität C [kJ/kgK].

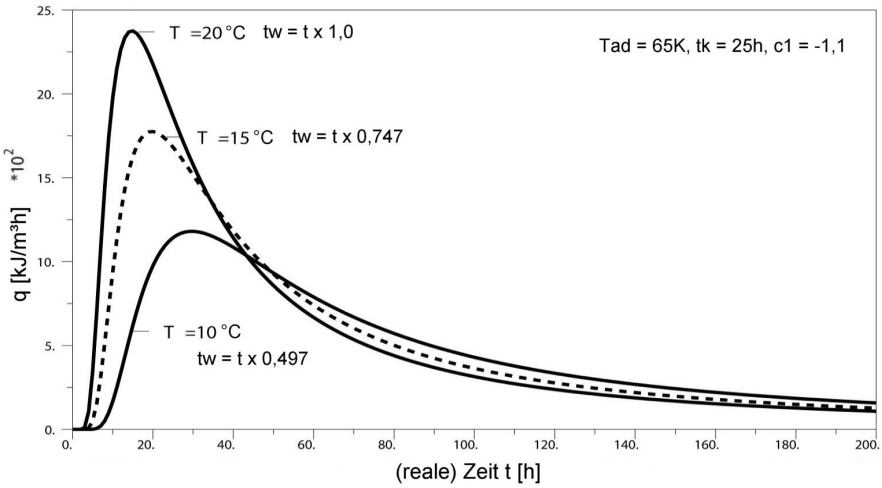


Abb. 3.5 Wärmeabgabe bei unterschiedlichen isothermischen Verhältnissen (Gl. 3.2c)

Somit ist es wieder möglich, durch Einsetzen der Temperatur T(t) in Gl. 3.4 und darauffolgendem Einsetzen von $t_w(t)$ in Gl. 3.2a, schrittweise den adiabatischen Temperatur- und

Hydratationsgradverlauf für vorgegebene rezepturabhängige Parameter zu bestimmen. Über eine Programmroutine kann dies beliebig genau für jede Starttemperatur erfolgen, und es können für gemessene Versuchsverläufe Parameteranpassungen vorgenommen werden (s. a. Kap. 8).
Als Ergebnis für eine Betonmischung mit beispielsweise ΔT_{ad} = 65K und zwei unterschiedlichen Anfangstemperaturen T_o erhält man so die Temperaturerhöhungen und zugehörigen Wärmefreisetzungsraten wie in Abb. 3.6a,b dargestellt.
Dabei ist zu beachten, dass zwar der Endwert der adiabatischen Temperaturerhöhung unabhängig von der Anfangstemperatur ist (Abb. 3.6a), nicht aber der Verlauf sowie die Wärmefreisetzungsrate q(t), da diese von der Prozesstemperatur abhängen. Das Flächenintegral unter beiden Kurven in Abb. 3.6b ist wiederum gleich.
Des weiteren erkennt man deutlich, wie langsam sich der vollständige Hydratationsgrad $\alpha = 100\%$ einstellt. Nach 28 Tagen wird mit einem Temperaturanstieg von rund 55K ein $\alpha(t)$ von erst ~ 85 % erreicht. Im Anhang A3/2 sind Vergleiche zwischen isothermischen und adiabatischen Verläufen dargestellt.

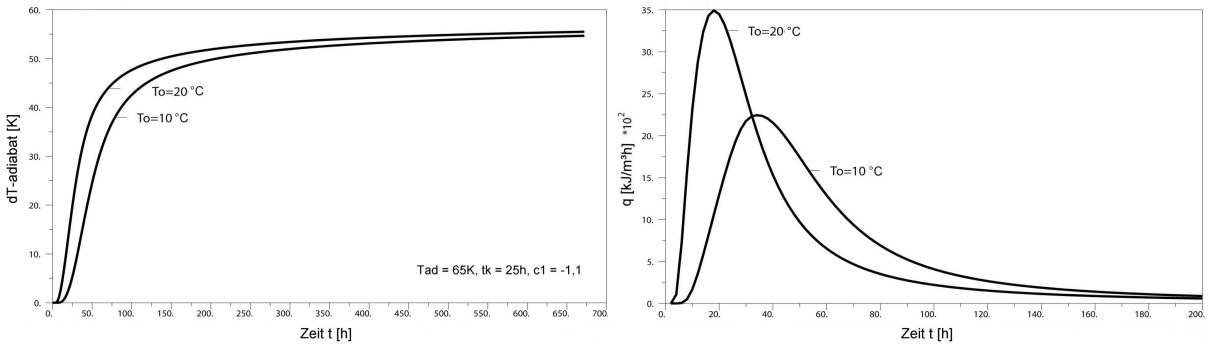


Abb. 3.6a,b Adiabatischer Temperaturanstieg und Wärmeabgabe bei 10 bzw. 20°C Anfangstemperatur

3.4 Iterative Berechnung des tatsächlichen Wärmeabgabeverlaufes

In realen Betonbauteilen herrschen weder isothermische, noch adiabatische Verhältnisse, wobei bei dicken Massenbetonbauteilen die Verhältnisse mehr oder weniger in die Richtung des adiabatischen Extrems gehen. Da der Beton in den Randbereichen die Wärme nach außen abgibt und von der Außentemperatur beeinflusst wird, während aus dem Bauteilinneren wieder Wärme nachfließt, stellen sich in unterschiedlichen Bauteilzonen auch unterschiedliche Temperaturen ein. Bei den Unterwasserbetonsohlen ergibt sich so vor allem über die Sohlendicke eine Temperaturschichtung mit tendenziell „adiabatischeren“ Verhältnissen im Kernbereich.
Daher ist bei der Temperatur- und Wärmeentwicklungsberechnung einerseits eine Unterscheidung in mehrere Höhenschichten der Sohlplatte, und andererseits eine kombinierte, sich wiederholende Zeitschleife, als Reife--Wärmeabgabe--Temperaturberechnung, in kleinen Zeitintervallen nach Gl. 3.4--3.2--3.5 erforderlich.
Da das bei den eigenen Untersuchungen für die Wärmeleitungsberechnung verwendete Programm ADINA-T die notwendige zeitschrittweise Neuermittlung der Hydratationswärmeabgabe q(t,x,y,z) nicht direkt realisieren kann, wurde ein auch schon in *[124]* angewandter Weg der Iteration beschritten (Abb. 3.7):

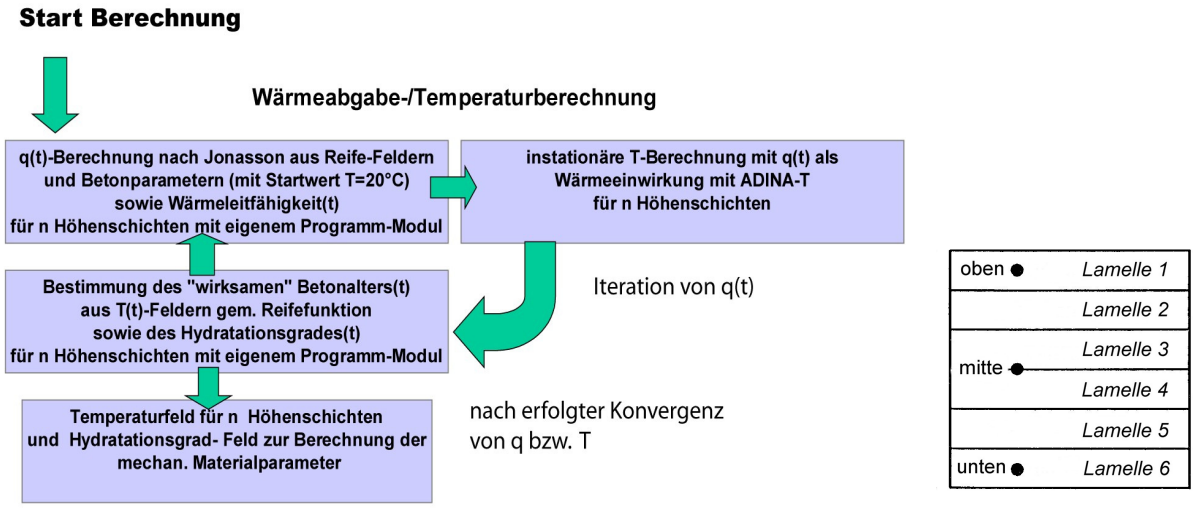
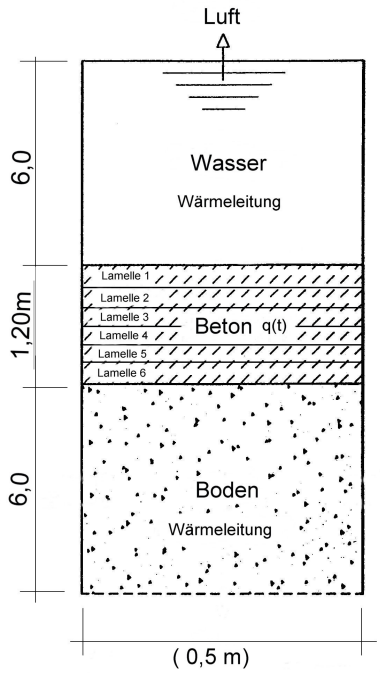


Abb. 3.7 Ablaufschema des Berechnungsverfahrens [85] und Lamellenbezeichnung

Bei einer eindimensionalen Betrachtung (in vertikaler Richtung) wird die Betonsohle über die Dicke in mehrere (hier standardmäßig 6) Zonen unterteilt. Die Wärmeleitung findet dabei nur in vertikaler Richtung statt, da die seitlichen Begrenzungen im Modell wärmeundurchlässig definiert sind (s. a. Anhang A 3/2).
Zunächst wird für die einzelnen Betonzonen (Lamellen) über eine speziell dafür erstellte externe Programmroutine der zeitliche Verlauf des wirksamen Betonalters gem. Gl. 3.4 und der der zugehörigen Wärmeabgabe q(t) gem. Gl. 3.2c (bei isothermischer Temperatur von +20°C) errechnet. Hier ist das Ergebnis noch für alle Lamellen gleich, da auch die angenommene Temperatur überall konstant ist.
Die erhaltenen q(t)-Funktionen werden dann im Programm ADINA-T lamellenweise als Wärmequellen q(t) (s. Gl. 3.5) aufgebracht, und der instationäre Temperaturverlauf im FEM-System berechnet.
Die für die verschiedenen Lamellen unterschiedlichen Temperaturverläufe sind nun Grundlage für den nächsten Iterationsschritt: Wieder werden von der externen Programmroutine neue, verbesserte wirksame Betonalter- und Wärmeabgabeverläufe errechnet, die sich von nun an für die einzelnen Lamellen unterschiedlich ergeben.
Das Iterationsverfahren ist konvergent, da eine höhere Betontemperatur eine höhere Wärmeentwicklung bewirkt und umgekehrt. Ein „Aufschaukeln“ kann aber andererseits nicht erfolgen, weil mit schneller werdendem Ablauf des wirksamen Betonalters auch der abfallende Bereich der Wärmeabgabekurve (s. Abb. 3.3 oder 3.5) schneller erreicht wird, und die maximale Energieabgabe der Betonrezeptur durch die Beziehung der Gl. 3.2 definitionsgemäß festgelegt ist.
Für die beschriebene Temperaturberechnung müssen jedoch der Boden unterhalb der Betonsohle sowie das Baugrubenwasser oberhalb thermisch mit ihrer jeweiligen Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität (s. Kap. 5 und 6) mitmodelliert werden.
Daher wird für alle folgenden eindimensionalen thermischen Berechnungen ein schmaler Streifen, der wegen der besseren programmtechnischen Handhabung jedoch 2-dimensionale Ausdehnung besitzt (Abb. 3.8), bestehend aus der Betonsohle, dem Boden und dem darüberliegenden Baugrubenwasser als FE-System (ADINA-T) modelliert. Dieser dient allein der thermischen Berechnung und ist zunächst, mit Ausnahme der Sohlendicke, völlig unabhängig von den Abmessungen oder mechanischen Randbedingungen in realen Bauteilen.



Thermische Materialparameter im FE-Modell ADINA-T
Beton : λ = 7,56 kJ/hmK, C = 2700 kJ/m³K
Boden: λ = 9,70 kJ/hmK, C = 3000 kJ/m³K
Wasser: λ = 200 kJ/hmK, C = 4200 kJ/m³K
Berechnungsintervalle: 2h-Schritte

Abb. 3.8 „Eindimensionales" Wärmeleitungsmodell (ADINA-T) s. a. Anhang A3/2

Je nach Randbedingungen lässt sich so mit 5 bis 10 Iterationsschritten, die halbautomatisiert zwischen den beiden korrespondierenden Programmen ablaufen, eine sehr gute Konvergenz der T(t) und q(t)-Verläufe erzielen, die praktisch beliebig fein weitergetrieben werden kann. Sinnvollerweise wird man bei Parameterstudien von Randbedingungen oder Betonrezepturen anstatt stets bei 20°C-isothermischen Verhältnissen zu beginnen, von q(t)-Verläufen bereits „iterierter" verwandter Konstellationen ausgehen, um den Iterationsaufwand zu minimieren.
In Abb. 3.9 sind die T(t) und q(t)-Verläufe an Oberseite, Unterseite und im Kernbereich („mitte") einer Unterwasserbetonsohle, entsprechend ihren Iterationsschritten, dargestellt. Dabei entspricht n =1 der isothermischen Wärmefreisetzung bei 20°C. (Im Anhang A3/2 sind die entsprechenden Verläufe für eine Ausgangstemperatur von +10°C sowie die tabellarischen q(t)-Verläufe der Iterationsschritte zu finden).

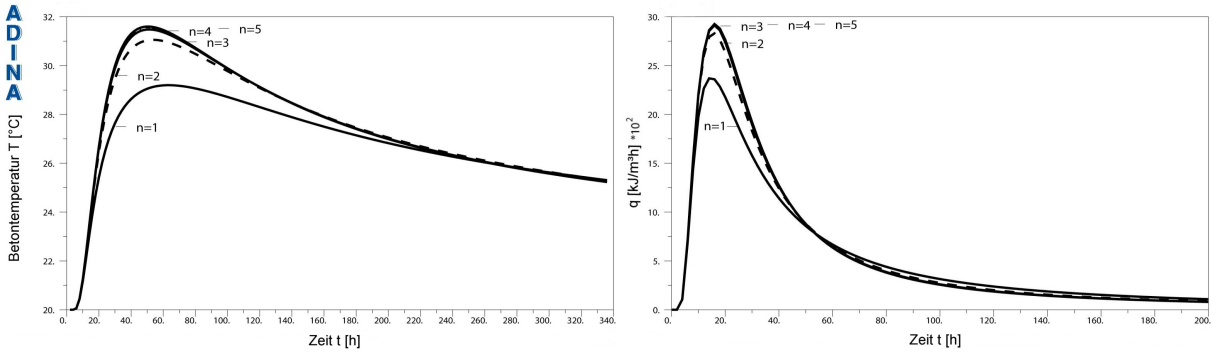


Abb. 3.9a,b Iteration von T und q im oberen Plattenbereich bei 20°C Anfangs- und Umgebungstemperatur

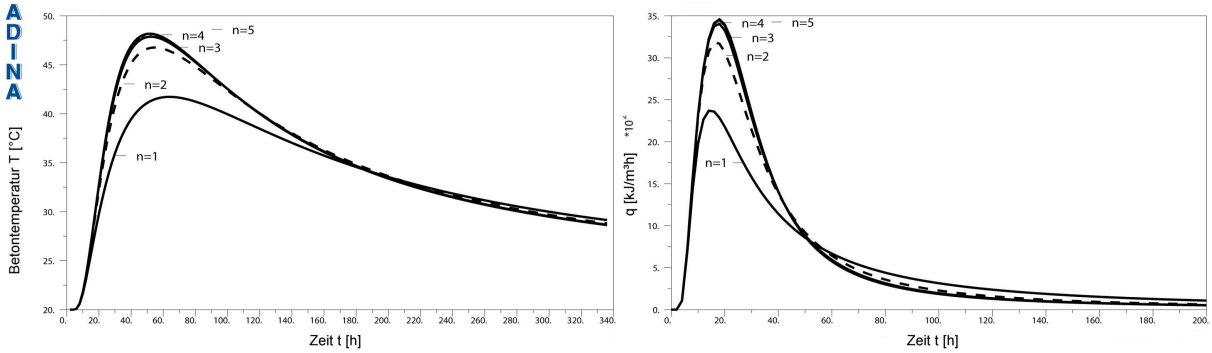


Abb. 3.9c,d Iteration von T und q im inneren Plattenbereich bei 20°C Anfangs- und Umgebungstemperatur

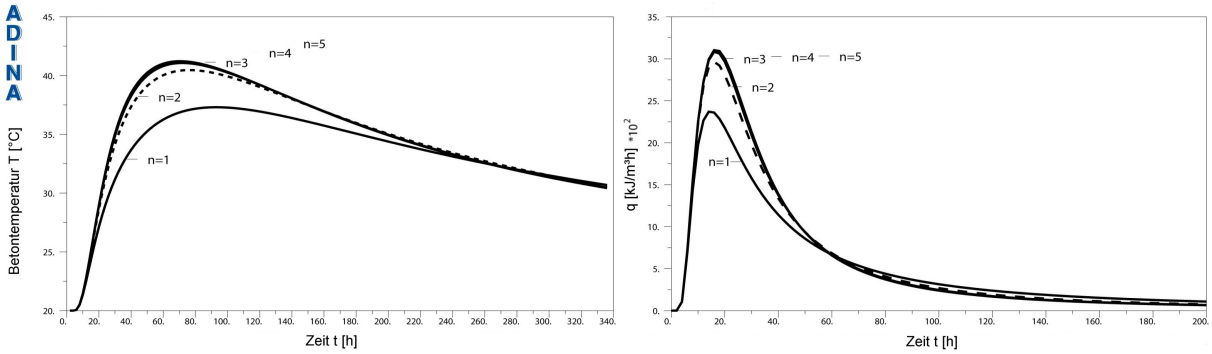


Abb. 3.9e,f Iteration von T und q im unteren Plattenbereich bei 20°C Anfangs- und Umgebungstemperatur

3.5 Thermische Materialparameter des jungen Betons

Zur instationären Temperaturfeldberechnung sind für alle am System beteiligten Materialien die Parameter Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK] und Wärmekapazität $C = c \cdot \rho$ [kJ/m³ K] erforderlich.
Da im Falle des Betons dieser während der Hydratation eine starke Veränderung in seinen mechanischen Eigenschaften erfährt, die auf Umwandlungen in seiner inneren Struktur beruht, muss auch von veränderlichen thermischen Materialparametern ausgegangen werden. In *[31]* sind dazu einige Ansätze aus der Literatur zusammengestellt.

3.5.1 Wärmeleitfähigkeit

Für erhärteten (Normal-)Beton kann unter normalen thermischen und hygrischen Bedingungen eine vor allem vom Zuschlag abhängige Bandbreite der Wärmeleitfähigkeit von 1,5 < λ_R < 2,1 [W/mK] angegeben werden *[62], [31]*. Andere Autoren *[130], [164]* geben für die Obergrenze bei überwiegend quarzitischem Zuschlag höhere Werte bis 3,5 W/mK an.
Darüber hinaus fand man bei jungem Beton und Frischbeton, außer in *[164],* deutlich höhere Werte. Als Ursache dafür wird das noch ungebundene Wasser mit seiner hohen Beweglichkeit in den Betonporen angesehen. Daher ist der Grad der Hydratation α, der nicht nur eine

Aussage über die abgegebene Wärmeenergie, sondern gleichzeitig auch über das bereits chemisch verbrauchte Wasser macht, ein geeigneter Parameter zur Modellierung der zeitlich veränderlichen Wärmeleitfähigkeit.
Die in *[31]* vorgeschlagene lineare Beziehung lautet: (Abb. 3.10a)

$\lambda(\alpha) = \lambda_0 - (\lambda_0 - \lambda_R) \cdot \alpha$, wobei $\lambda_0 \cong 1{,}5 \cdot \lambda_R$ angenommen werden kann

bzw. $\lambda(\alpha) = \lambda_R \cdot (1{,}5 - \alpha / 2)$ (Gl. 3.6)

Im Zusammenhang mit der iterativen Temperaturfeldberechnung bietet diese Beziehung die Möglichkeit, den Wert von λ , für jede Betonlamelle getrennt, zeitabhängig zu formulieren und als zeitabhängigen Materialparameter in die thermische Berechnung mit ADINA-T einfließen zu lassen, da im Zuge der Wärmeabgabeberechnung (Gl. 3.2) auch der jeweilige Hydratationsgrad bekannt ist.

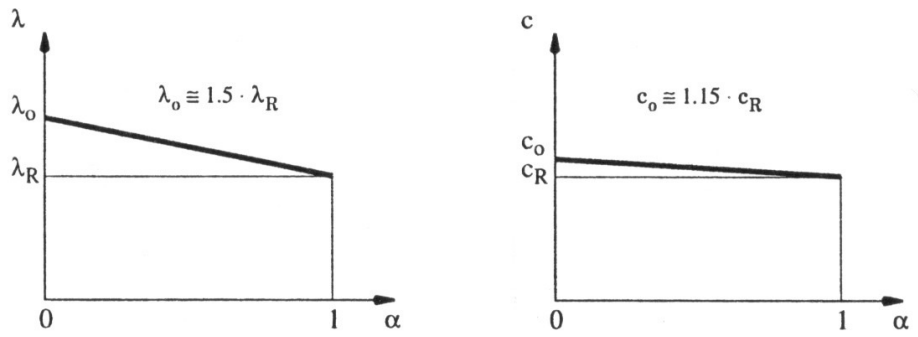


Abb. 3.10a,b Hydr.-Grad-abhängige Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität von Beton [31]

In Abb. 3.11 ist der so ermittelte zeitliche Verlauf der Wärmeleitfähigkeit in drei verschiedenen Bereichen der Sohlplatte für ein λ_R von 2,1 W/mK (bzw. 7,56 kJ/hmK) dargestellt. Die höheren Werte im oberen Plattenbereich ergeben sich aus der gesteigerten Wärmeableitung im Baugrubenwasser (s. Kap. 6) und der dadurch langsameren Hydratationsgradentwicklung. Es zeigt sich, dass im zeitlichen Verlauf zwar eine deutliche Veränderung von λ festzustellen ist, eine Differenzierung über die Plattenhöhe jedoch nicht notwendig ist, wie eine vergleichende Betrachtung der Temperaturen mit variabler (gem. Abb. 3.11) und konstanter Leitfähigkeit ($\lambda \equiv 2{,}1$ W/mK) in Abb. 3.12 belegt: Die anfangs deutlich höhere Leitfähigkeit im variablen Fall bewirkt nur im Kernbereich der Sohlplatte eine spürbar geringere Maximaltemperatur. Im weiteren Verlauf bis zu 28 Tagen sind trotz der immer noch gesteigerten Wärmeleitfähigkeit von etwa 8,5 (d.h. 2,35 gegenüber 2,1 W/mK) kaum mehr Unterschiede erkennbar (in Anhang A3/3 finden sich die Auswirkungen auf die Spannungen im Beton). Deshalb kann im Beton einheitlich der variable Verlauf für den Kernbereich angesetzt werden.
Zusätzlich wird in Abb. 3.13 ein Vergleich der Temperaturentwicklung mit jeweils variablem λ, aber unterschiedlichen λ_R von 1,5 bzw. 2,1 W/mK angestellt. Auch hier zeigt sich ein ähnliches Bild. Allerdings sind die Abweichungen auch nach 28 Tagen noch zu erkennen.
Es sollte daher in der Berechnung sowohl die Abhängigkeit vom Hydratationsgrad, als auch der realistische Grund-Wert der Wärmeleitfähigkeit λ_R für den erhärteten Beton berücksichtigt werden.

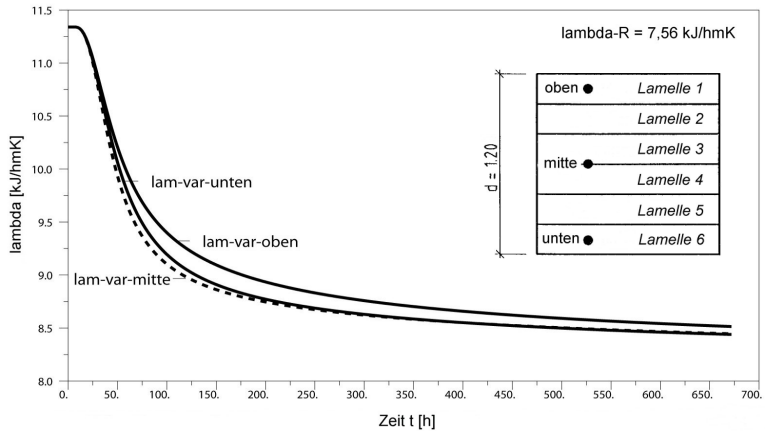


Abb. 3.11 Zeitlicher Verlauf der hydratationsgrad-abhängigen Wärmeleitfähigkeit [kJ/hmK] gem. Gl. 3.6 für verschiedene Plattenbereiche (Starttemperatur +10°C)

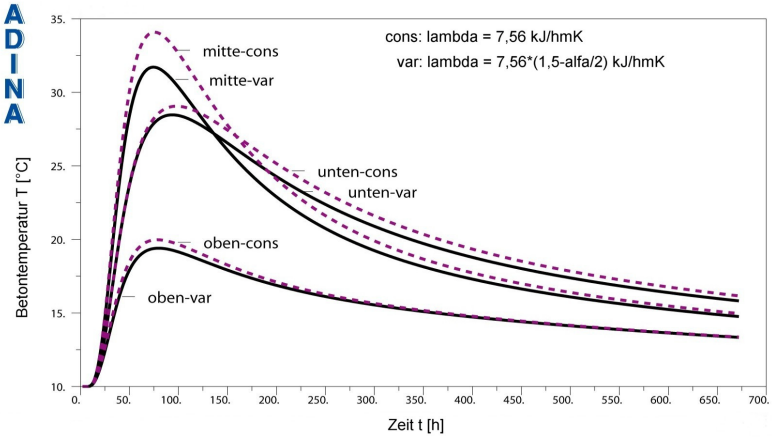


Abb. 3.12 Vergleich d. Temperaturentwicklung für konstantes und zeitlich variables λ-Beton

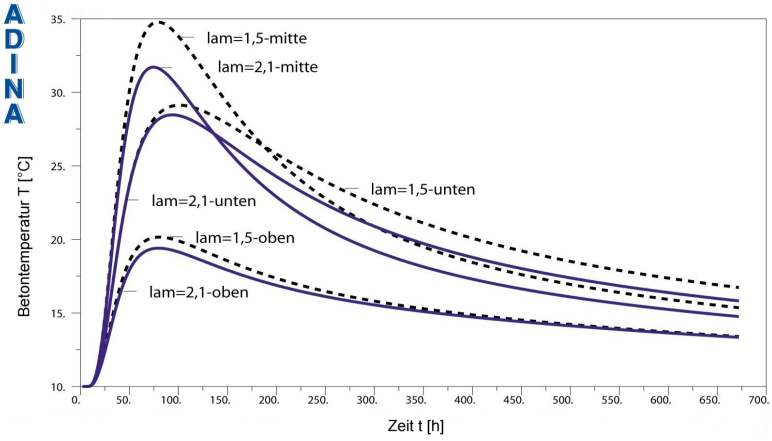


Abb. 3.13 Temperaturentwicklung für unterschiedliches λ_R mit zeitlich variablem Verlauf

3.5.2 Wärmekapazität

Auch für die Wärmekapazität c wurden ähnliche Zusammenhänge wie für die Wärmeleitfähigkeit festgestellt *[164], [31]* (Abb. 3.10b):

$c(\alpha) = c_0 - (c_0 - c_R) \cdot \alpha$, wobei $c_0 \cong 1{,}15 \cdot c_R$ und $c_R \cong 1{,}0 - 1{,}15$ kJ/kgK angenommen werden kann

bzw. $c(\alpha) = c_R \cdot (1{,}15 - 0{,}15 \cdot \alpha)$ [kJ/kgK] (Gl. 3.7)

bzw. $C(\alpha) = c(\alpha) \cdot \rho$ [kJ/m³K] (volumenbezogen) mit ρ spezif. Betongewicht

Auch hier könnte in gleicher Weise ein zeitabhängiger Wert für die Wärmekapazität in der thermischen Iterationsberechnung berücksichtigt werden. Das verwendete FEM-Programm ADINA-T gestattet diese Option im Gegensatz zur Wärmeleitfähigkeit jedoch nicht, und c muss somit in den Berechnungen konstant angenommen werden.
Das spezifische Betongewicht ρ wird dabei mit 2400 bis 2600 kg/m³ angenommen. Daraus ergibt sich eine realistische Bandbreite der volumenbezogenen Wärmekapazität C von 2400 bis 3000 kJ/m³K.
In Abb. 3.14 sind die Temperaturverläufe für beide Extremwerte vergleichend aufgetragen. Obwohl ein größerer Temperaturunterschied nur im anfänglichen Zeitraum auftritt, bewirkt dieser bei der Spannungsentwicklung (s. Anhang A3/3) deutlichere Abweichungen, sodass ein möglichst genauer Eingangswert $C_R = c_R \cdot \rho$ zur späteren Spannungsabschätzung erforderlich ist.
Die Berücksichtigung der Abhängigkeit vom Hydratationsgrad ist nach Abb. 3.15 nur bis zum Zeitpunkt von etwa 150h von Bedeutung. Dabei verändert sich C um maximal ~10%. Die größte Veränderung findet etwa in den ersten 50h statt, wo der junge Beton aber noch kaum spannungsrelevante Feststoffeigenschaften besitzt, da der Hydratationsgrad noch zu gering ist. Danach beträgt sie noch ~5%. Gegenüber dem gleichbleibenden Unterschied der (konstanten) Werte für C von 20% in Abb. 3.14 dürfte die Abweichung bei der Spannungsentwicklung dann nur noch gering sein.
Die Wärmekapazität kann demnach hier konstant, mit dem Wert bei einem Hydratationsgrad von ~70%, als $c = c_R \cdot 1{,}045$ angesetzt werden (Gl. 3.7).

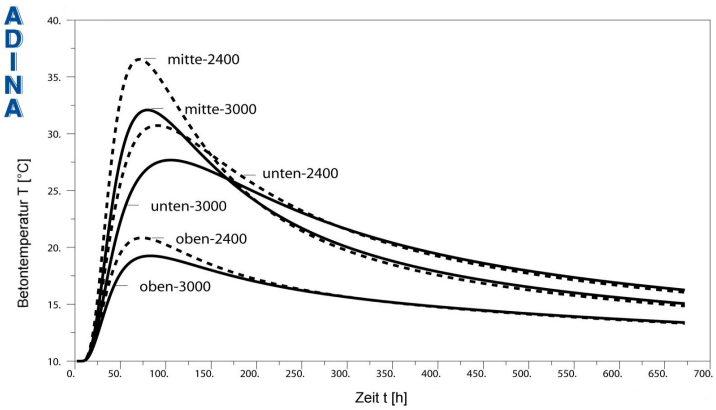


Abb. 3.14 Temperaturentwicklung für verschiedene konstante Wärmekapazitäten

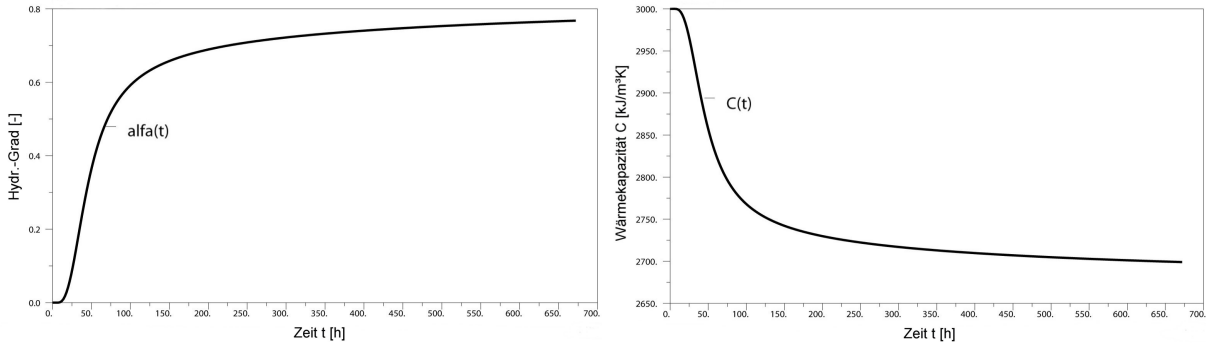


Abb. 3.15a,b Verlauf von Hydratationsgrad und davon abhängiger Wärmekapazität [kJ/m³K]

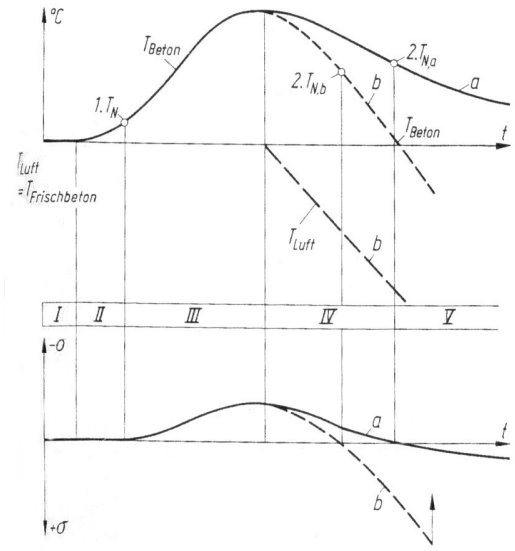
3.6 Zusammenfassung

Die Kenntnis des zeitlichen Verlaufs der Temperatur im jungen Beton stellt die Vorraussetzung für eine Abschätzung sich entwickelnder Spannungen aus Hydratationswärme und des damit verbundenen Risikos von thermisch bedingten Rissen dar.
Dabei spielen zwei komplexe Mechanismen ineinander: Zum einen muss die auf ein beliebig kleines Volumen des Betons bezogene Wärmeentwicklung aus der Zementhydratation formuliert werden können, und zum anderen müssen die Prozesse der Wärmeleitung und Wärmespeicherung in der Beton-Sohlplatte und ihrer Umgebung bei tatsächlichen Bauteil-Abmessungen instationär bestimmbar sein. Dazu kommt die Abhängigkeit der Hydratationsgeschwindigkeit von der Temperatur.
Bei der Wärmeentwicklung infolge Hydratation wird das Modell von Jonasson für die zeitliche Entwicklung des Hydratationsgrades verwendet, das drei von der Betonrezeptur abhängige Parameter benötigt. Damit der auf isothermische „Normbedingungen“ bezogene Wärmefreisetzungsverlauf für beliebige Temperaturverläufe anwendbar wird, muss die tatsächliche Zeitachse gemäss einer Reifefunktion in eine „wirksame“ Zeit transformiert werden.
Da dieser Teil der Berechnung in einer externen selbsterstellten Programmroutine bearbeitet wird, während die Temperatur- und Wärmeleitberechnung mit dem Programm ADINA-T durchgeführt wird, ist eine schrittweise Iterationsberechnung notwendig, um die Abhängigkeit der Wärmeentwicklung von der Betontemperatur, und umgekehrt, zu berücksichtigen.
Schließlich muss bei der Temperaturberechnung, in gewissen Grenzen, noch eine Abhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmespeicherfähigkeit des jungen Betons vom Betonalter beachtet werden, die sich durch die Verknüpfung mit dessen Hydratationsgrad realisieren lässt.

4 Die mechanischen Materialparameter für die Spannungsentwicklung im jungen Sohlenbeton

4.1 Allgemeines

Um in einem Material Spannungen aufgrund innerer Wärmequellen ermitteln zu können, müssen mehrere mechanische Parameter bekannt sein. Dazu zählen der thermische Ausdehnungskoeffizient α_T, der E-Modul und das Relaxationsvermögen.
Sind diese zeitunabhängig und ist zugleich keine Relaxation vorhanden, entstehen während der Erwärmungsphase des Materials Druckspannungen, die sich bis zur Abkühlung auf die Anfangstemperatur wieder vollständig auf Null abbauen, ohne Zugbeanspruchungen entstehen zu lassen. Näherungsweise gilt dies auch für bereits vollständig erhärteten Beton.
Anders sind die Verhältnisse bei Frischbeton, der in einer starren Schalung eingebracht wird. Da dieser anfangs noch keine Feststoffeigenschaften besitzt, findet beim ersten Temperaturanstieg aus Hydratationswärme zwar eine Ausdehnung statt, doch kann sich daraus noch keine Druckspannung aufbauen (Phase II in Abb. 4.1). Erst wenn ein bestimmter Anfangshydratationsgrad α_0 erreicht ist, entstehen durch den jetzt vorhandenen E-Modul Druckspannungen (Phase III). Dieser ist aber zunächst noch relativ gering und wächst erst im Zeitverlauf an, sodass die Druckspannungsreserve, die zusätzlich durch die hohe Relaxationsfähigkeit im jungen Beton gemindert wird, bei Abkühlung (Phase IV) aufgrund des jetzt bereits größer gewordenen E-Moduls schon bei einer noch deutlich über der Ausgangstemperatur liegenden Betontemperatur (der sog. 2. Nullspannungstemperatur) abgebaut ist. Im Zuge der weiteren Abkühlung auf das Anfangsniveau (Fall a in Phase V) entsteht somit Zug im Beton. Dieser kann nur noch zum Teil durch Relaxation, die beim mittlerweile höheren Betonalter geringer wird, abgebaut werden. Sinkt zusätzlich die Außentemperatur stärker ab (Fall b), wird die 2. „Nullspannungstemperatur“ noch früher erreicht, und die Zugspannung weiter verstärkt.



Stadien der Entwicklung von Temperatur und Zwangspannungen bei natürlicher Abkühlung (a) und bei Abkühlung durch Abkühlen der Umgebungsluft (b)

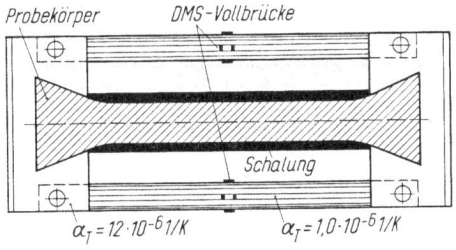


Abb. 4.1a,b Temperatur- und Spannungsentwicklung im „starren Reißrahmen“ , gem. [162]

Zur quantitativen Erfassung dieser Spannungsentwicklung müssen somit neben dem Temperaturverlauf zusätzlich die zeitliche Entwicklung des E-Moduls, der Relaxation, ggf. die des Wärmeausdehnungskoeffizienten (Temperaturdehnzahl) und schließlich der Beginn der Feststoffeigenschaften („Anfangshydratationsgrad") einer Betonrezeptur bekannt sein.
Praktisch realisiert wird diese Spannungsermittlung im Verlauf der vorliegenden Arbeit mit einer speziell dafür erstellten Programmroutine, die aufbauend auf die iterative Temperatur- und Hydratationsgrad-Berechnung, für verschiedene Zonen (Höhenlamellen) in der Betonsohle getrennt (s. Kap. 3.4), alle weiteren notwendigen Parameter-Felder bestimmt. Damit werden schrittweise für beliebig kleine Zeitintervalle Dehnungs- und Spannungsinkremente berechnet und dem Zeitverlauf folgend aufaddiert. Für die Spannungsänderungen gilt allgemein:

$$\Delta\sigma(t) = \alpha_T(t) \cdot E_b(t) \cdot \Delta T(t) \cdot \psi(t), \qquad (\psi(t) \ldots \text{Relaxation, T} \ldots \text{ Temperatur})$$

Dabei entsprechen die rechnerischen mechanischen Randbedingungen denen eines „starren Reißrahmens" mit unverschieblicher Festhaltung an beiden Enden (Abb. 4.1b), wobei noch zu klären ist (s. Kap. 7), inwieweit diese mit den realen Verhältnissen in der Baugrube einer Unterwasserbetonsohle übereinstimmen.
Eine der Abb. 4.1a entsprechende Gegenüberstellung von Temperatur, Dehnung und Spannung findet sich beispielhaft im Anhang A4/1.

4.2 Wärmedehnung des Betons α_T

Die in den einschlägigen Normen angegebene konstante Temperaturdehnzahl für Beton von $\alpha_T = 10 \cdot 10^{-6}$ stellt nur eine bemessungsrelevante Näherung für die üblichen Betone unter normalen Bedingungen dar. Eingehendere Untersuchungen *[188], [15], [26]* zeigen, dass die Werte unter anderem stark von der Zuschlagsart (Abb. 4.2) und in geringerem Maß auch vom Zementgehalt, der Betonfeuchte, der Temperatur und dem Betonalter abhängen.
Auch für den Zeitraum der ersten 10 bis 20 Stunden wurden stark veränderliche Werte gemessen, deren Ergebnisse allerdings wegen der unterschiedlichen Schwind- und Quelleinflüsse relativ unsicher sind *[125]* und eine rechnerische Verwendung in Frage stellen. Ursache für diese Effekte dürfte die im Frischbeton noch vorhandene, weitgehend unbehinderte starke Wärmedehnung des Wassers sein, die jedoch bei Eintritt der Feststoffeigenschaften des jungen Betons, und damit mit Beginn der spannungsrelevanten Phase (III), nicht mehr zum Tragen kommt.
Prinzipiell besteht zwar auch eine Abhängigkeit von der Temperatur, jedoch werden spürbare Abweichungen erst bei sehr hohen Temperaturen, die bei der Hydratation nicht erreicht werden, festgestellt.
Daher wird für α_T im Rahmen dieser Untersuchungen jeweils von einem zeit- und temperatur-unabhängigen Wert innerhalb einer Bandbreite von 11,6 und 5,7 $\cdot 10^{-6}$ [-/K] ausgegangen.
Die Auswirkungen auf die Spannungsentwicklung zeigt ein Vergleich der beiden Extremwerte (Abb. 4.2c). Bei den o.g. starren mechanischen Randbedingungen vergrößern sich die Spannungen genau proportional (auch bei Berücksichtigung der Relaxation) zur Temperaturdehnzahl des Betons.
Bedenkt man, dass bei den hierfür ungünstigen quarzitischen Zuschlagsmaterialien andererseits die Wärmeleitfähigkeit an der oberen Grenze (Kap. 3.5.1) liegt, wird dieser Effekt zwar, wie im Anhang A3/3 zu erkennen, etwas abgeschwächt, jedoch bleibt die Wärmedehnzahl ein entscheidender Faktor für die Spannungsentwicklung.

1	2	3	4	5	6	7
Zuschlag	Feuchtigkeitsgehalt des Betons	Wärmedehnzahl α, $10^{-6}/^{o}C$				
		Zementgehalt, kg/m^3				
		200	300	400	500	600
Quarzgesteine	wassergesättigt	11,6	11,6	11,6	11,6	11,6
	lufttrocken	12,7	13,0	13,4	13,8	14,2
Quarzsande und -kiese	wassergesättigt	11,1	11,1	11,2	11,2	11,3
	lufttrocken	12,2	12,6	13,0	13,4	13,9
Granit, Gneis, Liparit	wassergesättigt	7,9	8,1	8,3	8,5	8,8
	lufttrocken	9,1	9,7	10,2	10,9	11,8
Syenit, Trachyt, Diorit, Andesit, Gabbro, Diabas, Basalt,	wassergesättigt	7,2	7,4	7,6	7,8	8,0
	lufttrocken	8,5	9,1	9,6	10,4	11,1
dichter Kalkstein	wassergesättigt	5,4	5,7	6,0	6,3	6,8
	lufttrocken	6,6	7,2	7,9	8,7	9,8

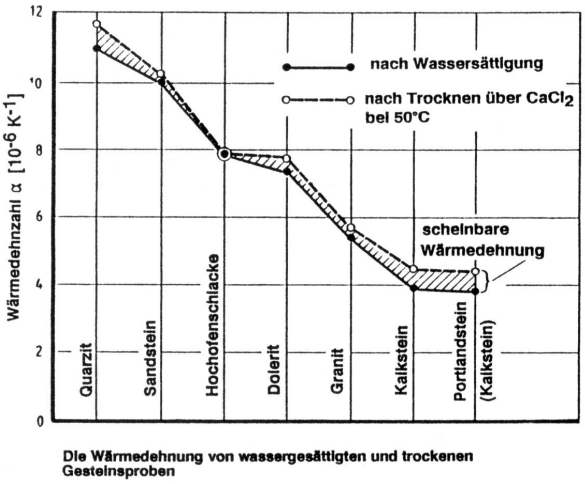


Abb. 4.2a,b Temperaturdehnzahlen von Beton [26], [125]

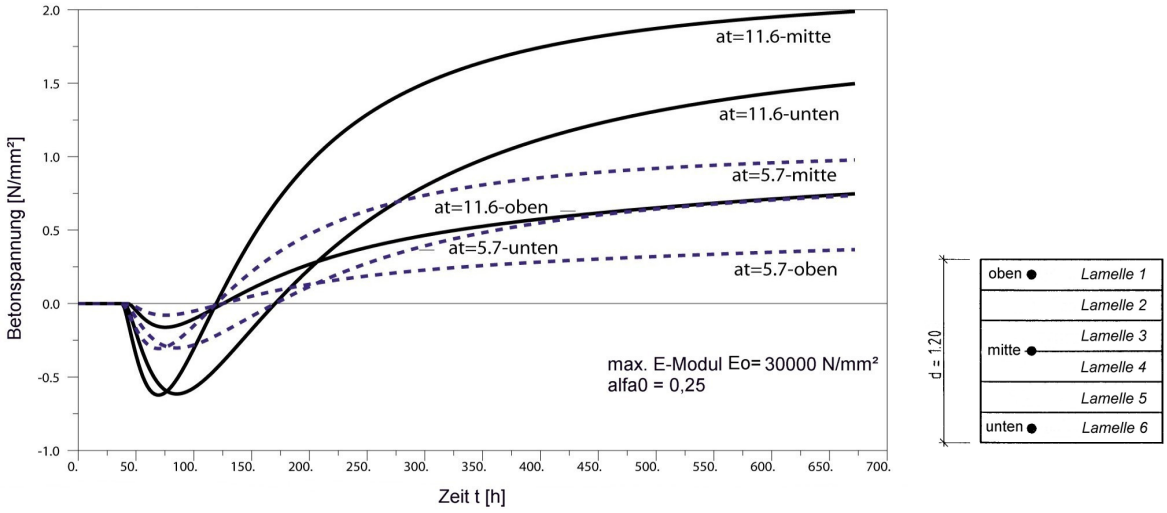


Abb. 4.2c Spannungsentwicklung bei unterschiedlichen Temperaturdehnzahlen

4.3 E-Modul-Entwicklung im jungen Beton

4.3.1 E-Modul des erhärteten Betons

Auch die Größe des E-Moduls in Druck- und Zugrichtung bestimmt entscheidend die auftretenden Spannungen aus Hydratationswärme. Dabei sind sowohl die absolute Größe des E-Moduls nach vollständiger Hydratation E_0, als auch die zeitliche Entwicklung während des Hydratationsverlaufs wichtig.

So hat der Wert von E_0, der oft aus messtechnischen Gründen als E-Modul nach 28 Tagen E_{28} angegeben wird, ähnlich der Temperaturdehnzahl wieder proportionalen Einfluss auf die Größe der Betonspannungen. Sein Wert hängt maßgeblich vom E-Modul der Zuschläge ab *[122],* wobei dieser eine Größenordnung von 20000 N/mm² (Sandstein) bis zu 100000 N/mm²

(Basalt) aufweisen kann. So können sich je nach Herkunftsort und Beschaffenheit des Zuschlags beträchtliche Unterschiede im E-Modul des Betons ergeben (Abb. 4.3).
Der E-Modul der reinen wassergesättigten Zementmatrix ist dagegen viel geringer (6000-30000 N/mm²) und fällt mit geringerwerdendem Wassergehalt weiter ab.
Deshalb spielt auch der Zuschlagsgehalt, abhängig vom Unterschied E_{Zement} zu $E_{Zuschlag}$, eine Rolle. Dies wirkt sich insbesondere bei der Verwendung von Recycling-Beton als Zuschlag in Form eines 15 bis 30% geringeren Wertes gegenüber natürlichen Zuschlägen aus.
Der Endwert des E-Moduls für Normalbeton kann daher in der Praxis eine erhebliche Bandbreite von 20000 bis 50000 N/mm² aufweisen, wobei im Hinblick auf die Rissgefahr infolge abfließender Hydratationswärme vor allem die höheren Werte vermieden werden sollten.

Zuschlagart	E-Modul, bezogen auf Beton mit Rheinkiessand
Hochofenschlacke	1,75
Quarzkies	1,5
Basalt	1,4
Quarzsplitt, Quarzporphyr	1,25
Moränekiessand	1,15
Muschelkalk, Granit,	1,0
Quarzit, Rheinkiessand	1,0
Marmor	0,8
Mainkiessand	0,7
Ziegelsplitt	0,6
Sandstein	0,5

Abb. 4.3 Abhängigkeit des Beton-E-Moduls von der Zuschlagsart [147]

4.3.2 Zeitliche Entwicklung des E-Moduls

Die Entwicklung des E-Moduls während der Hydratation ist gekennzeichnet durch den Übergang des viskosen Frischbetons in einen viskoelastischen Feststoff mit zunehmender Festigkeit. Nur aufgrund dieses Verhaltens ist es möglich, dass sich gegen Ende der Erhärtungsphase, und des damit verbundenen Temperaturrückgangs auf das Anfangsniveau, bei behinderter Verformung und unveränderter Temperaturdehnzahl Zugspannungen im Beton aufbauen können, ohne dass dafür evtl. Schwindvorgänge verantwortlich sind. Der Druckspannungsaufbau bei Erwärmung ist nämlich (sogar bei vernachlässigter Relaxation) wegen des geringen bzw. anfangs ganz fehlenden E-Moduls viel kleiner als die Dekompression bei späterer Abkühlung, die bei einem höheren E-Modul stattfindet (s.a. Abb. 4.1). Dieser Effekt, der auch als Hypo-Elastizität bezeichnet wird, kann rheologisch als sukzessiver Einbau weiterer paralleler Federelemente in die Zementmatrix gedeutet werden, wodurch deren Steifigkeit ständig ansteigt.
Über die zeitliche E-Modulentwicklung gibt es zahlreiche Versuchsreihen und Ansätze *[122], [31]*, die oft auf einer Abhängigkeit von der Druckfestigkeit oder der (realen) Zeit aufbauen. Der festgestellten starken Temperaturabhängigkeit der Entwicklung trägt ein Ansatz Rechnung, der als Parameter den Hydratationsgrad α des Betons benutzt *[103], [136], [58]:*

$$E_{ct}(\alpha) = E_{ct}(\alpha = 1) \cdot \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right)^{0,5} \qquad \text{(Gl. 4.1)}$$

Dabei ist α_0 der Hydratationsgrad, ab dem der Beton Festkörpereigenschaften besitzt, d. h. der Übergang vom viskosen zum viskoelastischen Material stattfindet (Definition s. Kap.4.4),

und $E_{ct}(\alpha = 1)$ der theoretische E-Modul bei vollständiger Hydratation. Dieser kann i. d. R. experimentell nicht bestimmt werden, da er erst nach sehr langer (wirksamer) Zeit erreicht wird. Jedoch kann er bei bekannter Reife des Probekörpers entsprechend extrapoliert oder aufgrund seiner mineralogischen Zusammensetzung gem. Abschnitt. 4.3.1 abgeschätzt werden. Dabei wirkt sich eine fehlerhafte Abschätzung stets proportional auf die Spannungsentwicklung bei voller Dehnungsbehinderung aus.
Die Auswirkungen des Wertes von α_0, der in der Literatur *[103], [136], [58]*, nur sporadisch, für übliche Betonrezepturen mit einem Wert von etwa 0,20 bis 0,30 angegeben wird, und dessen experimentelle Bestimmung ebenso relativ schwierig ist, sind für die Spannungsentwicklung bei Berücksichtigung der Relaxation relativ gering. Die höheren Anfangs-Hydratationsgrade führen dabei zu etwas größeren Zugspannungen (Abb. 4.4 und Anhang A4/2). Ohne Relaxation sind die Unterschiede spürbar höher.
Grund dafür ist, dass bei geringerem α_0 in beiden Fällen während der Erwärmungsphase der Aufbau höherer Druckspannungen erfolgen kann. Dieser „Vorsprung“ bleibt ohne Relaxation in der Abkühlphase, ab dem Temperaturmaximum, trotz der bereits höheren Werte des E-Moduls weitgehend erhalten, während er bei Berücksichtigung einer hydratationsgradabhängigen Relaxation (s. Kap. 4.6), welche den Druckspannungsaufbau stärker betrifft, zum größten Teil wieder aufgezehrt wird.

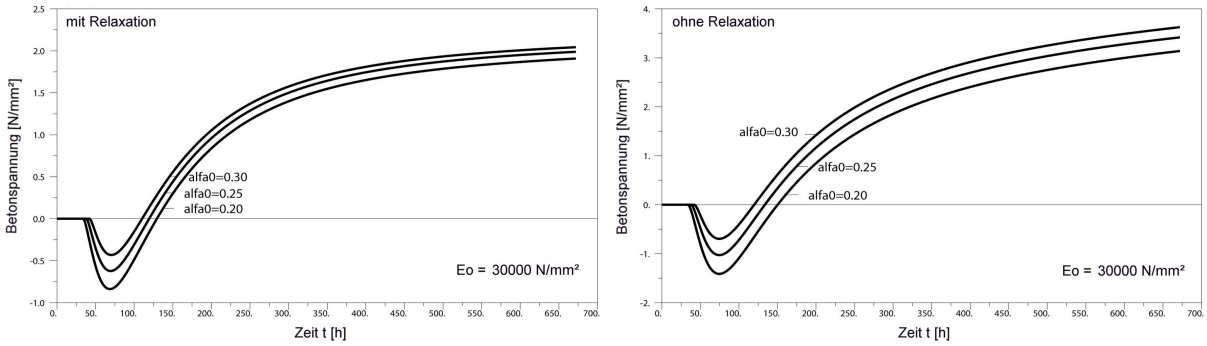


Abb. 4.4a,b Spannungsentwicklung mit (a) und ohne (b) Relaxation für versch. α_0 („Standard“-Beton wie in Kap. 3: Tad =65K, tk =25h und c1 = -1,10) in Plattenmitte

Ein Problem bei der Definition des Hydratationsgrades als Verhältnis der freigewordenen Wärme zur max. möglichen Wärmeabgabe ergibt sich jedoch bei Verwendung von Flugasche als teilweiser Zementersatz. Da die chemische Reaktion der Flugasche deutlich zeitverzögert (Beginn ab ~14 bis 28 Tage) zur Bildung der Zement-Hydratphasen stattfindet (Abb. 4.5), und dabei nur sehr wenig Wärme freisetzt wird, ist die Kopplung von Wärmefreisetzung und Festigkeitszuwachs ab einer bestimmtem Zeit nicht mehr gegeben. Bei hohen FA-Gehalten wird so die Festigkeitsentwicklung aufgrund des Hydratationsgrades deutlich überschätzt.
Der in Gl. 4.1 enthaltene Parameter α müsste daher modifiziert werden, indem beispielsweise der Festigkeitsbeitrag von Zement und Flugasche getrennt wird. Da es nicht möglich ist, die beiden Wärmeentwicklungsbeiträge zu differenzieren, weil diese auch in der Formel der Wärmeentwicklung als Gesamtmenge modelliert sind, müsste der Flugascheanteil näherungsweise als Funktion der Realzeit t angesetzt werden, z. B. gem. Abb. 4.5b:
Dort ist ersichtlich, dass der Beitrag der Flugasche zur Festigkeitsentwicklung nach ~14 Tagen mit einem linearen Anstieg über $\sqrt{t}$ einsetzt:

$$\alpha_{Gesamt} = \beta_{Zement} \cdot \alpha + \beta_{FA} \cdot \sqrt{(t-14)/365} \qquad (t > 14d) \qquad \text{(Gl. 4.2a)}$$

bzw. $\alpha_{Gesamt} = \beta_{Zement} \cdot \alpha$ für $(t \leq 14d)$

mit β_{Zem}, β_{FA} Festigkeitsanteile des Zements bzw. der Flugasche, t Realzeit in Tagen,

$\alpha = Q(t) / Q_{\infty}$

wobei bei Unterwasserbetonsohlen für $\beta_{FA} = 0{,}7 \cdot m_{FA} / (0{,}7 \cdot m_{FA} + m_{Zem})$ (Gl. 4.2b)

und $\beta_{Zem} = m_{Zem} / (0{,}7 \cdot m_{FA} + m_{Zem})$ mit m_{Zem} Zementgehalt und m_{FA} Flugaschegehalt, angesetzt werden kann.

Allerdings bedürfte eine derartige Formulierung erst einer Absicherung durch aussagekräftige Versuchsreihen, weshalb in dieser Arbeit von ihrer weiteren Anwendung nicht Gebrauch gemacht wird. Lediglich Abb. 4.6 soll als Ausblick vergleichend zeigen, wie sich der „mechanische" Hydratationsgrad α_{Gesamt}, der daraus ermittelte E-Modul nach Gl. 4.1 und die Spannungsentwicklung bei einem Zement/Flugasche-Verhältnis von 3:1 und Berücksichtigung der verzögerten puzzolanischen Reaktion verändern. Die Verringerung von α_{Gesamt} und E ist deutlich, und auch nach Einsetzen der puzzolanischen Reaktion, die eine Unstetigkeit in den Kurvenverläufen bewirkt, kann dieser Rückstand im Zeitraum bis 28 Tagen nicht wesentlich aufgeholt werden.

Vor Beginn der Reaktion der Flugasche vermindert sich dabei der erreichte E-Modul proportional zum bezogenen Festigkeitsbeitrag des Zements β_{Zem}. Andererseits ist aber zu bedenken, dass der Endwert $E_{ct}(\alpha = 1)$ des E-Moduls bei vorhandener Flugasche deutlich höher sein kann als bei einer reinen Zementrezeptur (Abb. 4.5b). Bemerkenswert ist daher, dass folglich auch die behinderten Zugspannungen (Abb. 4.6c) bei Berücksichtigung der Flugasche ab ~7d entsprechend geringer ausfallen. Im Zeitraum zuvor aber sind sie etwas ungünstiger und setzen zudem noch früher ein, wobei auch die zugehörige Zugfestigkeit (s. Kap. 4.4) aufgrund des noch niedrigeren Hydratationsgrades geringer ist. Dabei wurde allerdings vorausgesetzt, dass der Anfangs-Hydratationsgrad α_0 bei Anwendung von Gl. 4.2a unverändert bleibt.

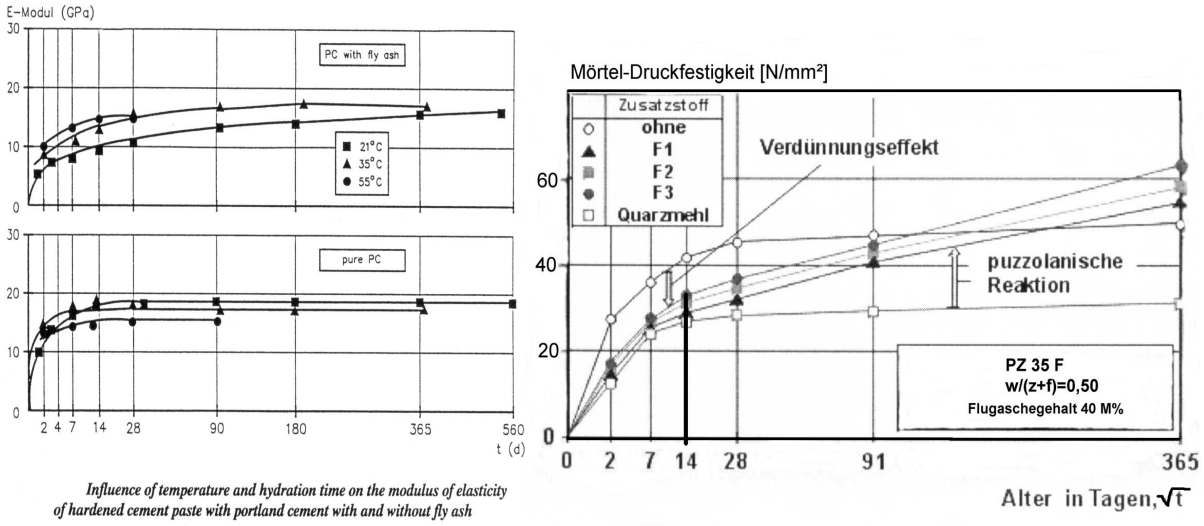


Abb. 4.5a,b E-Modul- und Druckfestigkeits-Entwicklung bei Flugaschezusatz [63], [179]

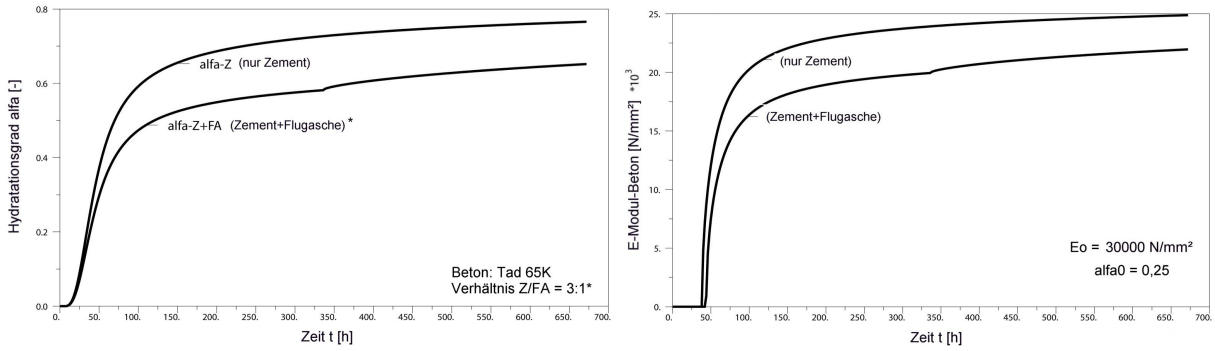


Abb. 4.6a,b Verringerung des modifizierten Hydratationsgrades und E-Moduls nach Gl. 4.2

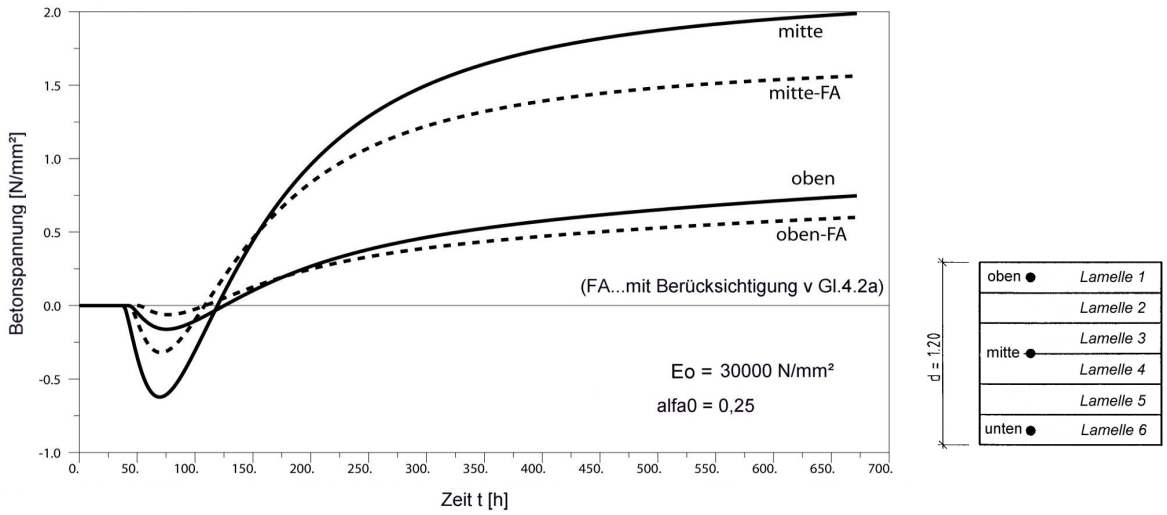


Abb. 4.6c Prognose der Spannungsentwicklung bei Berücksichtigung des mod. Hydr.-Grades

4.4 Zeitliche Entwicklung der Zug- und Druckfestigkeit

Zur Beurteilung der Rissgefahr in jungem Beton ist nicht nur die Kenntnis der Größe der entstehenden Zugspannungen, sondern auch die der zum jeweiligen Zeitpunkt vorhandene Zugfestigkeit erforderlich. Indirekt ist des weiteren auch die erreichte Druckfestigkeit von Interesse, da diese besonders wegen der Gewölbeausbildung in verankerten Unterwasserbetonsohlen für den Zeitpunkt des Lenzens der Baugrube ausschlaggebend sein kann.
Vom Konzept analog zu Gl. 4.1 wurden auch für die zentrische Zug- und Druckfestigkeit auf experimentellem Weg Modelle in Abhängigkeit des Hydratationsgrades erarbeitet *[103], [136], [58].*

Für die zentrische Zugfestigkeit gilt : $$f_{ct}(\alpha) = f_{ct}(\alpha = 1) \cdot \frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \qquad \text{(Gl. 4.3)}$$

Dabei wird der Wert für α_0, der auch für die Gl. 4.1 und 4.4 gilt, definitionsgemäß aus der Geraden bei $f_{ct}(\alpha) = 0$ extrapoliert, die sich konform mit Gl. 4.3 aus den entsprechenden

Messergebnissen ergibt. Ab dem dazu korrespondierenden Zeitpunkt t_o beginnt auch in der numerischen Spannungsberechnung die Erfassung von Dehnungs- und Spannungsinkrementen, wobei die jeweilige Temperaturdehnung auf die Referenztemperatur T(t_o) zur Zeit t_o bezogen werden muss.

Für zentrische Druckfestigkeit gilt: $$f_c(\alpha) = f_c(\alpha = 1) \cdot \left(\frac{\alpha - \alpha_0}{1 - \alpha_0} \right)^{3/2} \qquad \text{(Gl. 4.4)}$$

mit $f_{ct}(\alpha = 1)$, $f_c(\alpha = 1)$ Zug/Druckfestigkeit bei vollständiger Hydratation

Die unterschiedlichen Exponenten in den Gl. 4.1, 4.3 und 4.4 lassen auf ein unterschiedlich schnelles Erreichen der endgültigen Materialeigenschaften schließen, wie es in Abb. 4.7a als jeweils auf den Endwert bezogenes Verhältnis dargestellt ist. Hier liegt zwar mit der „Standardmischung“ (Hydratations-Parameter: Tad = 65K, tk = 25h und c1 = -1,10) eine relativ stark „verzögerte“ Betonrezeptur zugrunde, aber die grundsätzlichen Verhältnisse bleiben qualitativ immer gleich.
Der Zug-E-Modul entwickelt sich deutlich rascher als die Zugfestigkeit, und diese wiederum schneller als die Druckfestigkeit. Dabei bedingt die mathematische Formulierung dieser Werte, dass das Verhältnis von bezogenem E / f_{ct} exakt gleich dem von f_{ct} / f_c ist (Abb. 4.7b).
Geht man beispielweise von den 28-Tage-Festigkeiten aus, so erkennt man, dass ab etwa 7 Tagen die bezogenen Unterschiede nur rund 11% betragen.

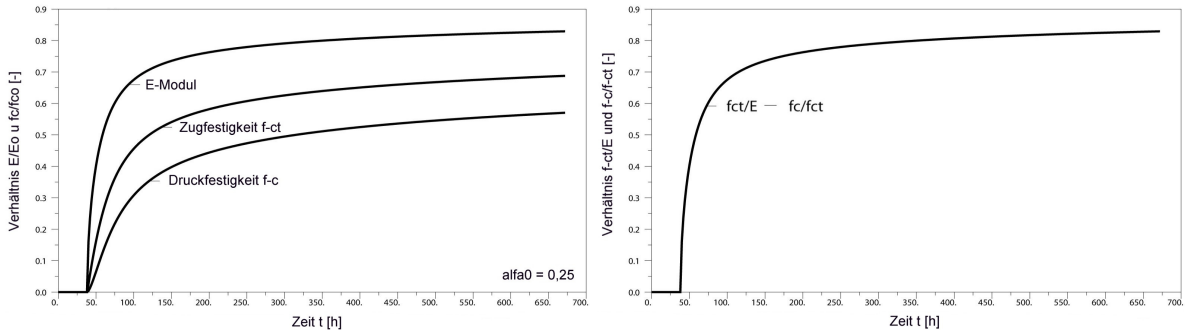


Abb. 4.7a,b Vergleich der zeitlichen Entwicklung von bezogenem E-Modul, Zug- und Druckfestigkeit(a), sowie Verlauf des Verhältnisses zwischen bezogener Zugf./E-Modul bzw. Druckf./Zugf.(b)

4.5 Schwindvorgänge im jungen Beton

Im Beton treten während seiner Erhärtungsphase je nach Zeitpunkt verschiedene Schwind- oder Schrumpfvorgänge auf *[55]*. Spannungsrelevant sind dabei nur diejenigen, welche nach Eintreten des Hydratationsgrades α_0 auftreten können.
Dazu zählt, neben dem auch in der Stahlbetonbemessung zu berücksichtigenden Trocknungsschwinden, das sog. chemische oder autogene Schwinden.
Da bei Unterwasserbetonsohlen erst nach vollständigem Lenzen und Abtrocknen der Oberfläche die Möglichkeit der Austrocknung besteht, und diese, wie eigene Überschlagsberechnungen unter Ausnutzung der Analogie zwischen Wärme- und Wasserdampfleitung zeigen, nur

extrem langsam in den dicken Plattenquerschnitt eindringen kann, wird das „normale“ Trocknungs-Schwinden hier nicht weiter verfolgt.
Unabhängig von den äußeren Randbedingungen kann aber das chemische Schwinden im Betoninneren stattfinden. Es entsteht durch den Verbrauch von Wasser bei der Hydratation und hat bei hochfesten Betonen mit w/z-Werten von unter 0,40 einen unbestrittenen Einfluss auf die lastunabhängigen Verformungen, da der Wasseranspruch des Zements hier das Angebot übersteigt.
Bei den Betonmischungen, die für Unterwasserbeton verwendet werden, ist der w/z-Wert durchwegs deutlich über 0,40, und es bleibt nach vollständiger Hydratation chemisch ungebundenes Anmachwasser im Beton übrig. Inwieweit bei diesen Verhältnissen noch relevantes chemisches Schwinden auftritt, ist in der Literatur teilweise strittig, ebenso herrscht Unklarheit über dessen Größe.
In *[58]* werden auch bei Betonen mit w/z-Werten von 0,60 bis 0,65 experimentell Verkürzungen aus chemischem Schwinden nach einer Anfangsphase von 24h gemessen. Dabei wird, bei Berücksichtigung der Temperatur, eine Abhängigkeit vom wirksamen Betonalter gem. Gl. 3.4 nachgewiesen, und darauf aufbauend eine Beziehung für den zeitlichen Verlauf der chemischen Schwindverkürzung ε_{as} vorgeschlagen:

$$\varepsilon_{as}(t_w, t_{w,1}) = \varepsilon_{as0} \cdot \left(\frac{t_w - t_{w,1}}{t_{as} + t_w - t_{w,1}} \right)^{\frac{1}{2}} \qquad \text{(Gl. 4.5)}$$

mit ε_{as0} …Grundwert des chem. Schwindens, betonspezifisch [-], er wurde für eine PZ-Beton-Rezeptur aus Versuchsergebnissen zu $2{,}9712 \cdot 10^{-4}$ bestimmt,
t_{as} …Bezugszeit, betonspezifisch [h] , zu 13880 h bestimmt,
t_w …wirksames Alter (Gl. 3.4) und
t_{w1} …wirksames Alter ab Zeitpunkt der Schwindbetrachtung (mind. 24h).

t_{w1} wird für die eigenen Betrachtungen gleich dem Alter bei Eintritt von α_0 angenommen, da erst ab diesem Zeitpunkt eine Spannungsbeeinflussung möglich ist.
Allerdings gelten diese Werte ε_{as} und t_{as} nur für die ursprünglich untersuchte Betonrezeptur, wo sie eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten *[58]* liefern. Andere Autoren geben nur etwa halb so große Werte aus Messungen an. Für eine allgemeine Anwendung bedarf es deshalb noch systematischerer Untersuchungen, um mehr Klarheit über die Abhängigkeiten von rezepturbedingten Faktoren und ggf. weiteren Einflüssen zu erhalten.
Um trotzdem eine Vorstellung von den möglichen Auswirkungen des chem. Schwindens auf die Spannungsentwicklung in den Unterwasserbetonsohlen zu erhalten, wird im folgenden die Modellierung nach Gl. 4.5 probeweise in die numerische Spannungsberechnung eingearbeitet und für ein Beispiel ausgewertet (Hydratationswärmeabgabe gem. „Standardrezeptur“ und eindimensionales Wärmeleitungsmodell entsprechend Kap. 3, Abb. 3.7). Hierbei erhält man für alle Höhenlamellen des Sohlplattenmodells getrennt die wirksamen Betonalter t_w zur Auswertung der Beziehung Gl. 4.5.
In Abb. 4.8 ist der Verlauf der sich ergebenden chemischen Schwindverkürzung für verschiedene Stellen in einer Unterwasserbetonsohle aufgetragen. Man erkennt deutlich die Abhängigkeit von der Höhenlage in der Platte, welche aus dem unterschiedlichen wirksamen Betonalter aufgrund der thermischen Verhältnisse herrührt.
Der in Abb. 4.9 gezeigte Vergleich zwischen thermischen und schwindbedingten Dehnungen und deren Superposition macht darüber hinaus deutlich, dass ein chemisches Schwinden in der mit Gl. 4.5 ermittelten Höhe betragsmäßig die Größenordnung der thermischen Dehnun-

gen erreicht bzw. die Verkürzungen nach 28 Tagen in etwa verdoppeln würde. Gleichzeitig findet der Umschlag von Ausdehnung zu Kontraktion des Betons viel früher statt.

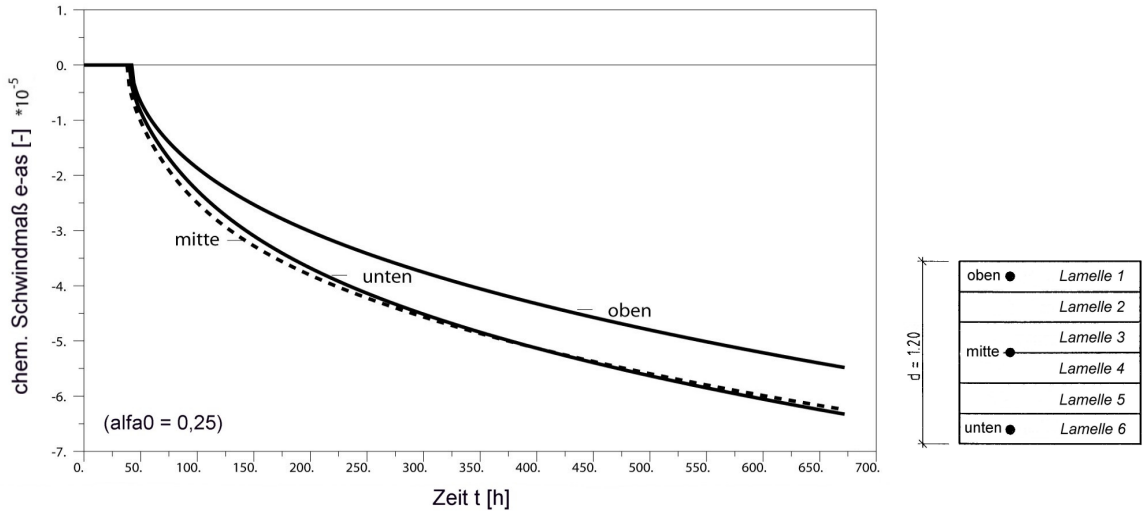


Abb. 4.8 Entwicklung der chemischen Schwindverkürzungen gem. Gl. 4.5

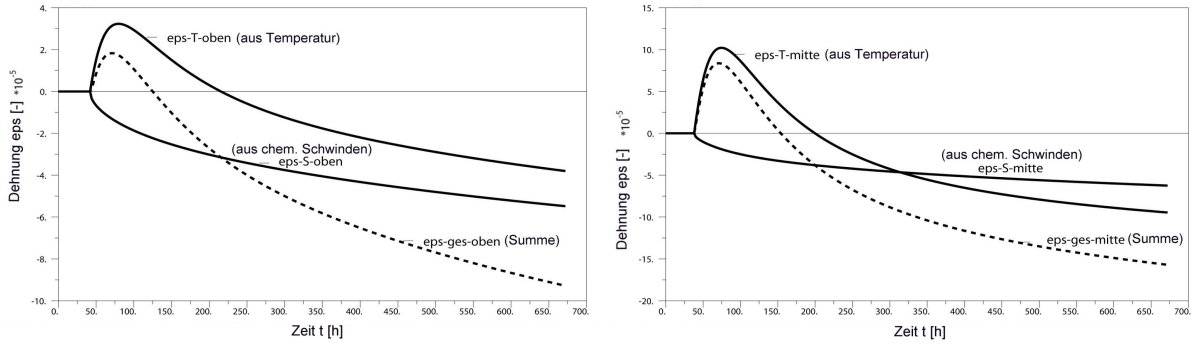


Abb. 4.9a,b Vergleich der Dehnungen aus Hydratationswärme und chem. Schwinden an der Platten-Oberseite und –Mitte

Die Auswirkungen auf die Spannungsentwicklung sind entsprechend ungünstig (Abb. 4.10a), wobei für deren Berechnung einfach ε_{as} zur thermischen Dehnung vorzeichenrichtig hinzuaddiert werden muss.
Ermittelt man die „Zugspannungsreserve“ anhand Gl. 4.3 für eine angenommene 28-Tage-Zugfestigkeit von ~2 N/mm², erhält man für den ungünstigen mittleren (Kern-)bereich der Platte, welcher ohne chemisches Schwinden theoretisch gerade noch rissefrei geblieben wäre, eine Zugspannungsüberschreitung von +0,6 N/mm², während die Unterseite knapp in den rissgefährdeten Bereich wandert (Abb. 4.10b).
Es sei jedoch angemerkt, dass hier in den Randbedingungen weder der Lenzvorgang der Baugrube, der noch vor Ablauf der 28-Tagefrist stattfinden würde, noch eine Grundwasserströmung berücksichtigt wurde. Dies kann die dargestellten Verhältnisse durchaus noch etwas verändern, jedoch wird der prinzipielle Einfluss chemischer Schwindeffekte und seiner ggf. starken quantitativen Auswirkungen deutlich.
Wegen der beschriebenen Unsicherheiten bezüglich seiner anzusetzenden Größe wird aber für die weiteren Untersuchungen auf die Berücksichtigung des chemischen Schwindeffektes verzichtet, wobei die Implementierung in das entwickelte Rechenmodell bei gesicherten Ansatzgrößen jederzeit möglich wäre.

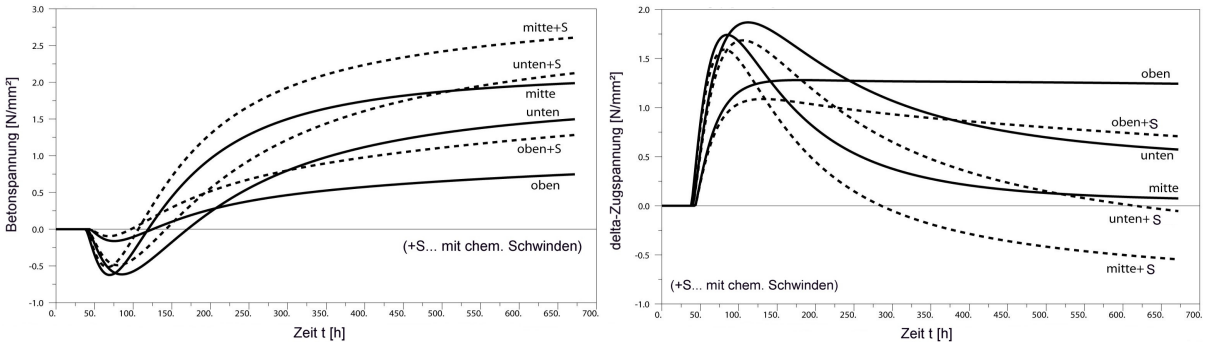


Abb. 4.10a,b Spannungsentwicklung und Zugspannungsreserve mit u. ohne chem. Schwinden

4.6 Relaxation des jungen Betons

Der Baustoff Beton ist auch nach dem Übergang zum „Feststoff“ beim Hydratationsgrad α_0 kein rein elastisches Material. Bei Langzeitbelastungen zeigt er ein viskoelastisches Verhalten, d. h. er vergrößert bei konstanter Lasteinwirkung im Laufe der Zeit seine Verformungen. Ursache hierfür ist vor allem das Bewegungsverhalten des im Zementstein gebundenen Wassers. Dieses als „Kriechen“ bezeichnete Verhalten wird durch einen Faktor bzw. Kriechbeiwert φ charakterisiert.
Zwingt man dem Beton umgekehrt eine feste Zwangsverformung auf, verringert sich die anfänglich durch das Produkt aus Dehnung x E-Modul bestimmbare Spannung $\sigma(o)$ im Laufe der Zeit auf einen vom Alter und Zeitpunkt des Belastungsbeginns abhängigen Wert $\sigma(t)$. Dieses dem Kriechen komplementär gleichbedeutende Verhalten wird als „Relaxation“ bezeichnet und ist wie auch das Kriechen in jungem Betonalter besonders stark ausgeprägt. Der dazugehörige Beiwert lautet ψ (Abb. 4.11), wobei $\psi(t) = \sigma(t)/\sigma(o)$ gilt.
Die Stärke dieses Effektes hängt von zahlreichen Faktoren wie Zementgehalt, Zementart, w/z-Wert, Zuschlagsart und -Menge sowie von Temperatur und Umgebungsfeuchte *[124]* ab.
Da für eine möglichst realistische Spannungsermittlung im jungen Beton die zeitlich veränderlichen mechanischen Eigenschaften unbedingt in Betracht zu ziehen sind, muss in diesem Zusammenhang auch das Relaxationsverhalten untersucht und in das Berechnungsmodell eingebunden werden.

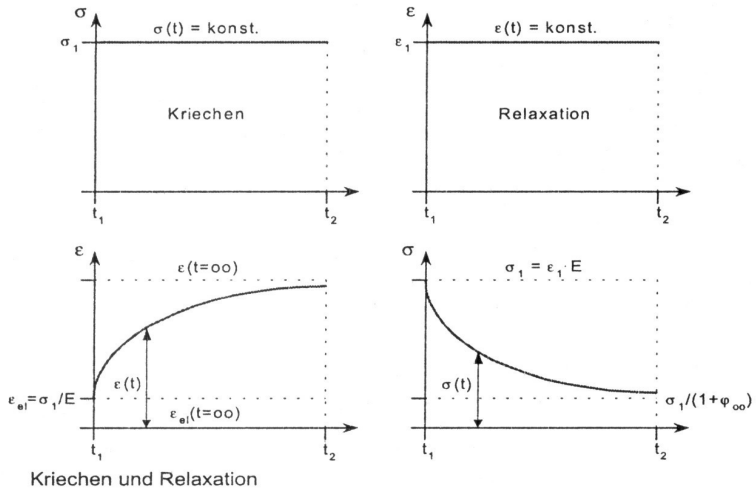


Abb. 4.11 Schematische Darstellung von Kriechen und Schwinden, entnommen aus [124]

Über das komplexe Kriech- und Relaxationsverhalten von, speziell auch jungem, Beton existieren zahlreiche Modellansätze, die zum Teil auch als Grundlage für Normen im Betonbau dienen. In *[58]* findet sich u. a. eine ausführliche Darstellung und Diskussion neuerer Ansätze div. Autoren sowie Vergleiche mit durchgeführten Versuchen. Dabei zeigt sich wiederum, dass das wirksame Betonalter eine geeignete Größe zur Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit des Relaxationsverhaltens darstellt.
Als Modellierung, die eine relativ gute Übereinstimmung mit zahlreichen Messergebnissen liefert, wird in *[58], [124]* und *[103]* die folgende Beziehung, vorgeschlagen:

$$\psi(t_w, t_{w1}, \alpha_1) = \frac{1}{1 + P_{1r}(\alpha_1) \cdot (t_w - t_{w1})^{P_{2r}(\alpha_1)}} \qquad \text{(Gl. 4.6)}$$

mit t_w …wirksames Betonalter gem. reaktionskinetischem Ansatz von Arrhenius/Freiesleben, (s.a. Gl. 3.4)

$$t_w = \int_0^t \exp\left(\frac{E_v}{R}\left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273 + T}\right)\right) dt \qquad \text{(Gl. 4.7)}$$

jedoch mit Aktivierungsenergie E_v = 50000 J/mol

t_{w1} wirksames Betonalter bei Erstbelastung [h], $t_{w1} = \int_0^{t1} \exp\left(\frac{E_v}{R}\left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273 + T}\right)\right) dt$

α_1 Hydratationsgrad bei Erstbelastung gem. (Gl. 3.2a)

$$P_{1r}(\alpha_1) = 0{,}2991 - 0{,}2981 \cdot \alpha_1 \qquad \text{(Gl. 4.8a)}$$
$$P_{2r}(\alpha_1) = 0{,}2962 + 0{,}1332 \cdot \alpha_1 \qquad \text{(Gl. 4.8b)}$$

aus Versuchen bei ~90% rel. Luftfeuchte für PZ-Beton ermittelt.

Für Beton mit Hochofenzement werden andere Werte angegeben *[58]*:

$$P_{1r}(\alpha_1) = 0{,}2623 - 0{,}2387 \cdot \alpha_1 \qquad \text{(Gl. 4.9a)}$$
$$P_{2r}(\alpha_1) = 0{,}1955 + 0{,}3549 \cdot \alpha_1 \qquad \text{(Gl. 4.9b)}$$

Neben der Beziehung nach Gl. 4.6, die keine speziellen Alterungseffekte beinhaltet, wird noch eine weitere Variante mit „Alterungsfunktion“ nach *Trost* vorgeschlagen, die eine weiter verbesserte Annäherung an die Versuchsergebnisse liefert:

$$\psi(t_w, t_{w1}, \alpha_1) = 1 - \frac{P_{1r}(\alpha_1) \cdot (t_w - t_{w1})^{P_{2r}(\alpha_1)}}{1 + \rho(\alpha_1) \cdot P_{1r}(\alpha_1) \cdot (t_w - t_{w1})^{P_{2r}(\alpha_1)}} \qquad \text{(Gl. 4.10)}$$

mit der Alterungsfunktion $\rho(\alpha_1) = 0{,}55 + 0{,}60 \cdot \alpha_1 \leq 1{,}0$ (Gl. 4.11)

Dabei geht Gl. 4.11 für $\rho(\alpha_1) = 1$, also ab $\alpha_1 \geq 0{,}75$ in Gl. 4.6 über. Beim thermischen Zwang in Unterwasserbetonsohlen gilt für den Wert $\alpha_1 \geq \alpha_0$ ~ (rezepturabhängig) 0,20 bis 0,30. Daraus ergibt sich ein minimales $\rho(\alpha_1)$ zu etwa 0,7.
Einen Vergleich der Beiwerte ψ nach Gl. 4.6 und 4.10 für PZ-Beton zeigt die Abb. 4.12.

Im Anhang A4/3 sind die zugehörigen Verläufe der Werte für $P_{1r}(\alpha_1), P_{2r}(\alpha_1)$ und $\rho(\alpha_1)$ aufgetragen. Die Implementierung der Alterungsfunktion bewirkt eine deutliche Verstärkung der Relaxation, die jedoch über den gesamten Zeitbereich auftritt. Deshalb bewirkt dieser Unterschied bei der Entwicklung der Spannungen nur sehr kleine Abweichungen (Abb. 4.13), wobei es zunächst verwundert, dass durch den Ansatz der Alterungsfunktion die Zugspannungen sogar leicht höher liegen. Grund dafür ist aber, dass in der Phase der Erwärmung des Betons die Druckspannungen stärker relaxieren, und diese Spannungsdifferenz bei der Zugspannungsentwicklung nicht mehr aufgeholt werden kann. Andererseits ist der Unterschied aber so gering, dass für die weiteren Untersuchungen die Anwendung der Gl. 4.6 ausreichend genau erscheint.
Dabei ist für die praktische, schrittweise Spannungsermittlung anzumerken, dass es nicht genügt, nur einen Beiwert ψ für jeden Zeitschritt n zu berechnen, sondern dass ab Eintritt der Feststoffeigenschaften ($\alpha(t) = \alpha_0$) bei $n = n_0$, für jeden neuen Zeitschritt $n - n_0$ Relaxationsbeiwerte $\psi(t_w, t_{w1}, \alpha_1) \leftrightarrow \psi(n, n_0\ \alpha\ n, \alpha_{n0}\ \alpha\ \alpha_n)$ bestimmt werden müssen, da sich die Zwangseinwirkung bei jedem Zeitschritt ändert und deren Inkrement für jeden Zeitschritt eine andere Einwirkungsdauer aufweist. Aufgrund der Abhängigkeit vom wirksamen Betonalter sind Werte mit derselben Zeitschritt-Differenz nicht identisch.

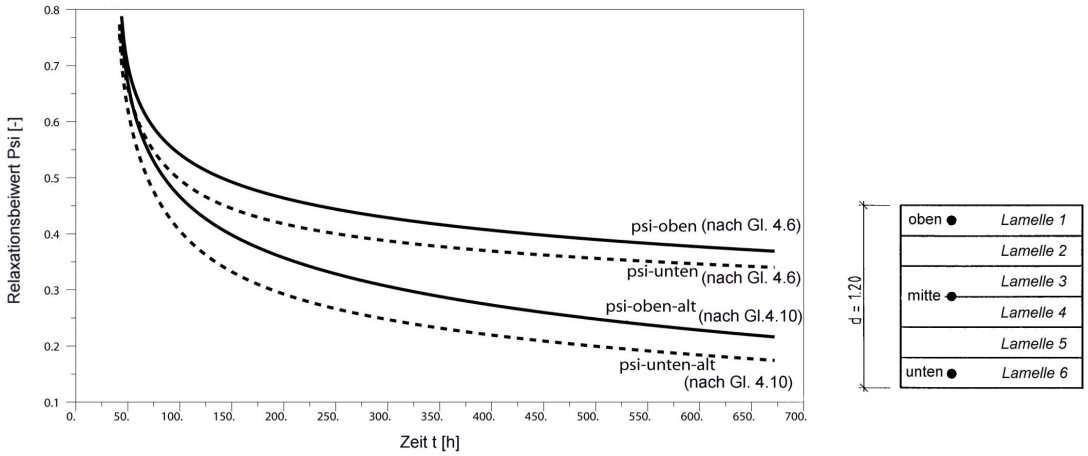


Abb. 4.12 Verlauf der ψ -Werte in Abhängigkeit der Einwirkungsdauer ab Festigkeitsbeginn für die Sohlenober- und -unterseite mit und ohne Alterungsfunktion („-alt“)

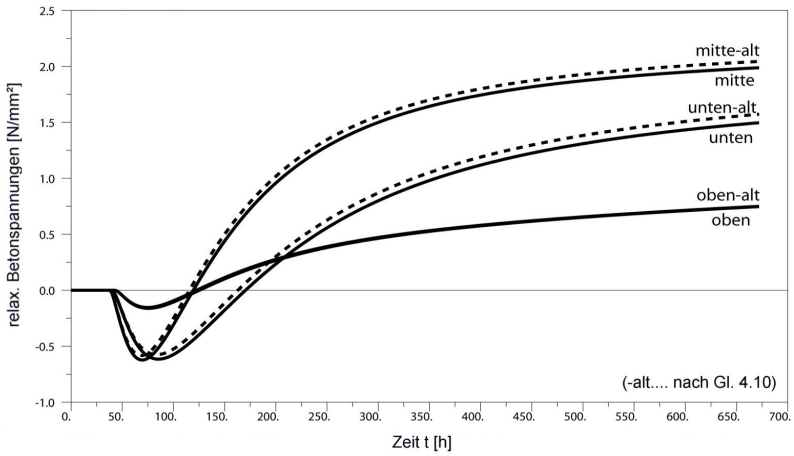


Abb. 4.13 Vergleich der Spannungsverläufe mit und ohne Alterungsfunktion für die Sohlenmitte, -ober- und -unterseite

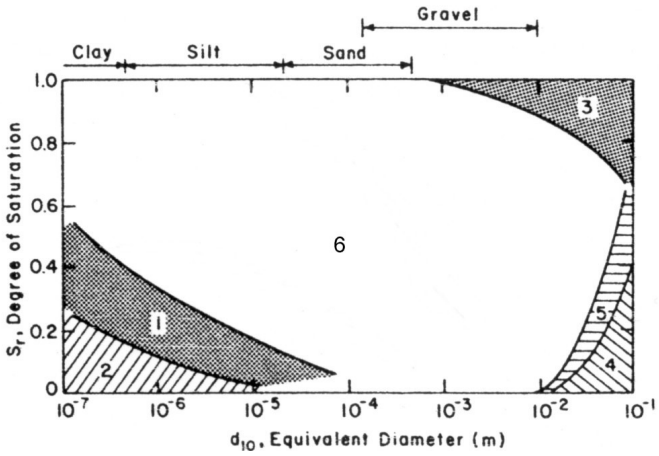
4.7 Zusammenfassung

Um aus dem berechneten Temperaturverlauf infolge Hydratationswärme Spannungsverläufe für einzelne Bereiche (Lamellen) in einer Betonsohle berechnen zu können, müssen mehrere zum Teil zeitlich veränderliche mechanische Materialparameter berücksichtigt werden.
Während für die Wärmedehnung ein konstanter Wert, abhängig vom Betonzuschlag angesetzt werden kann, muss für den E-Modul und auch für die Zug- und Druckfestigkeit ein, ab einer bestimmten Startzeit von null kontinuierlich ansteigender, Wert beachtet werden. Als Parameter für deren zeitliche Entwicklung wird zur Berücksichtigung unterschiedlicher Temperaturen der Hydratationsgrad des Betons herangezogen, der bereits bei der Temperatur-/Hydratationswärmeabgabe-Berechnung ermittelt wird.
Da im jungem Beton das Kriech- bzw. Relaxationsvermögen besonders stark ausgeprägt ist, ist für die Zwangsspannungsermittlung auch die Miteinbeziehung der Relaxation nötig, die wieder in Abhängigkeit des Hydratationsgrades beschrieben werden kann.
Schließlich kann der Effekt des chemischen Schwindens auch im wassergesättigtem Unterwassermilieu Zwangsspannungen beträchtlich verstärken. Jedoch ist dessen absolute Größe trotzt eines vorliegenden hydratationsgrad-abhängigen Modellansatzes nicht ausreichend für beliebige gebräuchliche Betonrezepturen geklärt.
Abschließend sei aber angemerkt, dass gerade die im Versuch einfach bestimmbaren Parameter Wärmedehnung und 28-Tage-E-Modul sehr großen Einfluss auf die erreichten Zugspannungen haben.

5 Der Wärmeabfluss an der Sohlenunterseite

5.1 Allgemeines zu den thermischen Randbedingungen

Der junge Sohlenbeton produziert während des Hydratationsvorgangs Wärme (s. Kap. 3), die bis zum Zeitpunkt des vollständigen Temperaturausgleichs mit der Umgebung, d.h. mit dem Boden, dem Grundwasser, und nach dem Lenzen der Baugrube auch mit der Umgebungsluft, über die Sohlen-Ober und -Unterseite abgeleitet wird. Um den Temperaturverlauf in der Unterwasserbetonsohle realistisch berechnen zu können, müssen daher die Mechanismen der Wärmeübertragung sowie die thermischen Materialparameter der angrenzenden Medien bekannt sein.
An der Sohlenunterseite erfolgt der Wärmeabfluss nahezu ausschließlich über den Mechanismus der Wärmeleitung. Wärmeübertragung durch Strahlung spielt aufgrund fehlender luftgefüllter Hohlräume im grundwassergesättigten Boden keine nennenswerte Rolle bzw. ist in den Werten für die Wärmeleitfähigkeit, die in der Literatur angegeben werden, mitenthalten.
Abb. 5.1 zeigt die im Boden vorkommenden Wärmetransportmechanismen in Abhängigkeit der Korngröße.



1 Thermische Neuverteilung der Feuchtigkeit
2 Wasserdampfdiffusion infolge Feuchtigkeitsunterschied
3 Freie Konvektion im Wasser
4 Freie Konvektion in der Luft
5 Wärmestrahlung
6 Wärmeleitung

Abb. 5.1 Wärmetransportmechanismen im Boden nach Farouki [38]

Demnach ist im sandig bis kiesigen Bereich bei voller Wassersättigung außer Wärmeleitung nur freie Konvektion im Wasser möglich. Diese scheidet aber im Falle der Unterwasserbetonsohle, wo die Bodenerwärmung von oben erfolgt, aus.
Da der Boden unterhalb der Sohle als unendlicher Halbraum mit einer bekannten Temperatur betrachtet werden kann, ist für die Wärmeleitung die Annahme einer „Newton'schen Wärmeübergangsbedingung" zunächst naheliegend. Der Wärmeabfluss in den Boden ist dann:

$$q(t) = \alpha_{ü} \cdot \left(T(t) - T_{\infty}(t)\right) \quad \text{[W/m²]} \qquad \text{(Gl. 5.1)}$$

$\alpha_{ü}$ Wärmeübergangskoeffizient [W/m²K], $T_{\infty}(t)$ Temperatur im „Unendlichen"

Allerdings ist die Festlegung der Größe von $\alpha_{ü}$ schwierig (ggf. ist sie für den betrachteten Zeitraum auch nicht konstant), weil diese keine Materialkonstante darstellt, sondern ein u.a. von den Temperaturen der beteiligten Medien abhängiger Ersatzparameter ist. Dazu kommt, dass die Temperatur des Bodenmediums sich während der Wärmeübertragung zwangsläufig ändert, da sich der Boden durch Wärmeaufnahme miterwärmt: Betrachtet man hierzu im eindimensionalen FE-Modell von Kap. 3 (s. Abb. 3.7, mit „Standard"-Betonmischung wie in Abb. 3.5) den Temperaturverlauf über die modellierte Bodentiefe von 6m, so erkennt man das Eindringen der Hydratationswärme bis auf ~3m Tiefe (Abb. 5.2).

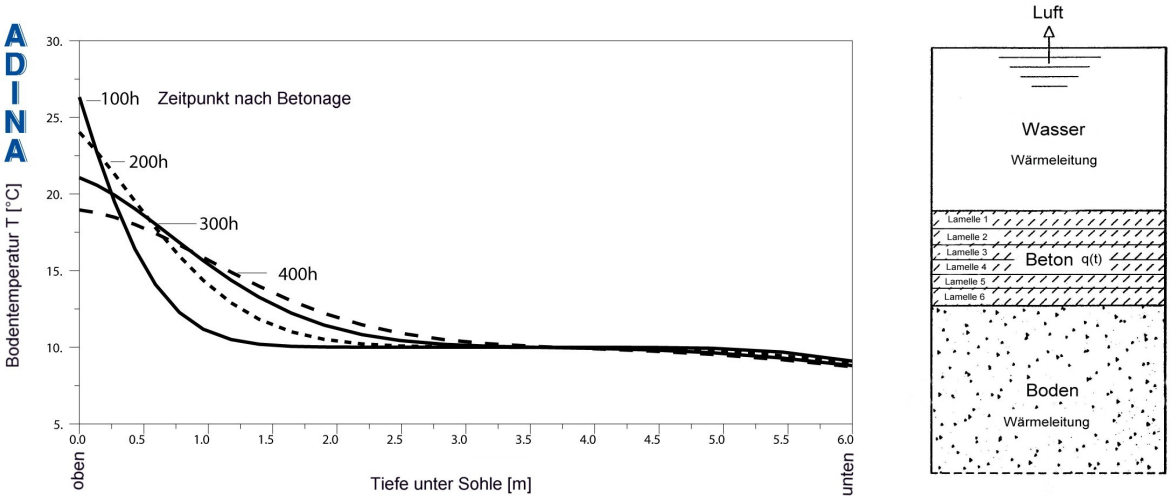


Abb. 5.2 Temperaturprofil im Boden unterhalb der Sohle bis 6m Tiefe zu versch. Zeitpunkten nach der Betonage bei 10°C anfänglicher Bodentemperatur

Durch die Modellierung des Bodenhalbraumes wird diese Problematik umgangen, und die Wärmeleitfähigkeit λ und Wärmekapazität c des Bodens in eine instationäre Temperaturberechnung einbezogen. Eine evtl. Temperaturabhängigkeit dieser Parameter ihrerseits ist dann aber von geringerer Ordnung.

Abb. 5.3 zeigt in Abänderung des obigen Systems als Vergleich den unterschiedlichen Temperaturverlauf an der Unterseite der Sohle bei Ansatz eines Newton'schen Wärmeübergangs mit verschiedenen Werten von $\alpha_{ü}$ und bei modelliertem Bodenhalbraum: Zwar stimmt die max. Temperatur bei $\alpha_{ü}$ = 20W/Km² noch gut mit derjenigen der Bodenmodellierung überein, jedoch unterscheidet sich der Verlauf im Zeitraum des Wiederabklingens jeweils sehr stark.

Da aber letztendlich die in der Betonsohle auftretenden Spannungen relevant sind, werden schließlich diese für die oben berechneten Temperaturverläufe am unteren Sohlenbereich unter Berücksichtigung der Relaxation (s. Kap. 4) bestimmt und in Abb. 5.4 verglichen: In allen Fällen entwickeln sich zum Ende des Betrachtungszeitraumes hin Zugspannungen, jedoch fallen diese rechnerisch beim Newton'schen Wärmeübergang für alle drei untersuchten $\alpha_{ü}$-Werte deutlich höher aus als bei einer Bodenmodellierung. Auch bei $\alpha_{ü}$ = 20 gibt es, im Gegensatz zur Temperaturentwicklung (s. Abb. 5.3), zu keinem Zeitpunkt mehr eine Übereinstimmung mit dem Bodenmodell (s. a. *[85]*).

Daraus folgt, dass für alle weiteren Betrachtungen, zur Temperaturberechnung in einem FEM-System eine Diskretisierung des wassergesättigten Bodenhalbraumes unter der Betonsohle erforderlich ist. Darauf wird auch in *[32]* hingewiesen.

Bezüglich der Bodenmodellierung lässt sich aus Abb. 5.2 ferner erkennen, dass eine rechnerische Bodenschicht von etwa 4m Tiefe für die thermische Berechnung ausreichend ist, da dar-

unter keine nennenswerte Temperaturbeeinflussung mehr stattfindet. Dies gilt zumindest für den Fall ohne Grundwasserströmung.

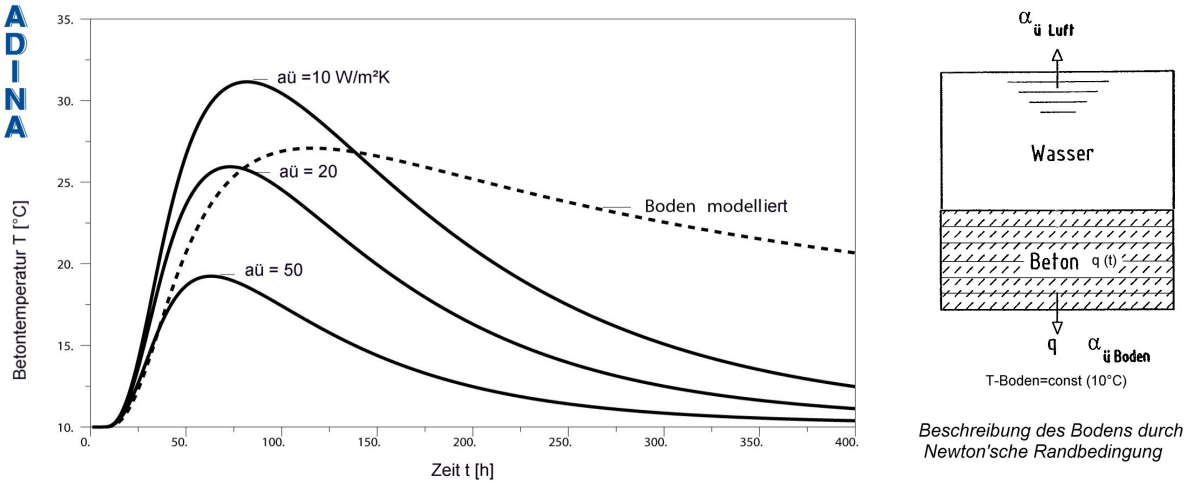


Abb. 5.3 Temperaturverlauf an der Sohlenunterseite bei unterschiedlichen Wärmeübergangsbedingungen und 10°C Bodentemperatur

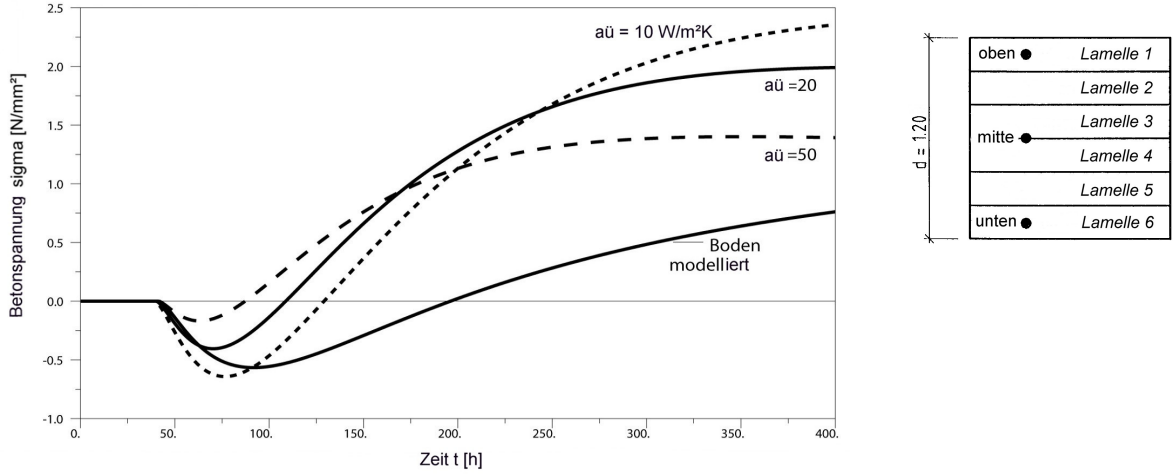


Abb. 5.4 Vergleich der relaxierten Spannungen im unteren Bereich der Sohle bei mechanisch starren "Reißrahmen"-Bedingungen wie in [162]

5.2 Die thermischen Materialparameter von wassergesättigten, nichtbindigen Böden ohne Grundwasserströmung

Für die instationäre rechnerische Behandlung sind als thermische Parameter die Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK], die spezifische Wärmekapazität c [J/kgK] und die Rohdichte γ [kg/m³] der beteiligten Materialien erforderlich.
Da die Böden im Hinblick auf Kornzusammensetzung, Kornmaterial (Mineralart) und Porenanteil sehr unterschiedlich angetroffen werden können, weisen die Angaben über die thermischen Parameter in der Literatur eine entsprechende Bandbreite auf.

5.2.1 Wärmeleitfähigkeit λ des gesättigten Bodens

In *[38]* werden für die Wärmeleitfähigkeit verschiedene Berechnungsverfahren für bindige/ nichtbindige und gefrorene/nichtgefrorene Bodenarten vorgestellt. Demnach wäre für ungefrorenen, nichtbindigen und stark bis völlig wassergesättigten Boden die Methode nach *Johansen* am geeignetsten:

$$\lambda = (\lambda_{sat} - \lambda_{dry}) \cdot Ke + \lambda_{dry}$$

Wobei die „*Kersten-Zahl*“ Ke bei voller Wassersättigung zu 1,0 wird, und λ folglich

= λ_{sat} („saturated“) : = $k_s^{(1-n)} \cdot k_w^{\ n}$, mit n = Porosität,

k_w Wärmeleitfähigkeit des Wassers = 0,58 W/mK bei +10°C (s.a. Kap. 5.3)

$$k_s = k_q^{\ q} \cdot k_0^{(1-q)}$$

mit q = Quarzanteil (0…1,0),

k_q = 7,7 W/mK (Wärmeleitfähigkeit von Quarz),

k_0 = 2,0 bis 3,0 W/mK (Wärmeleitfähigkeit der übrigen Mineralien, der Wert 3,0 wird nur für geringen Quarzgehalt < 20% vorgeschlagen).

d.h. : $\lambda_{Boden} = \left(7{,}7^{q} \cdot 2{,}0^{(1-q)}\right)^{(1-n)} \cdot 0{,}58^{n}$ (Gl. 5.2)

Bei einem angenommenen Quarzgehalt von 25 bis 75% und einer Porosität zwischen 20 und 40% ergibt die Formelauswertung folgende Bandbreite: λ_{Boden} = 1,49 bis 3,50 W/mK, (s. Abb. 5.5).
In *[38]* werden daneben auch Ergebnisse von *Andersland und Anderson* vorgestellt, die λ_{Boden} in Abhängigkeit der Trockendichte des Bodens (bzw. des Wassergehalts bei 100% Sättigung) angeben und den Wertebereich für mittlere Quarzgehalte bestätigen (Abb. 5.6).

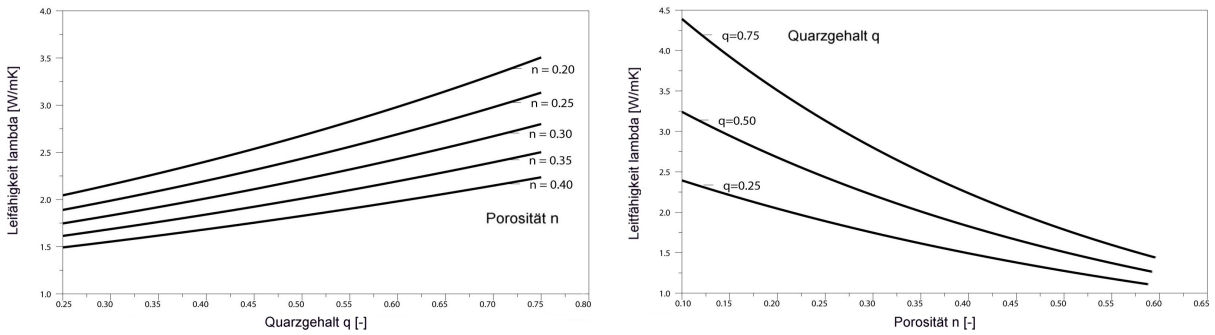
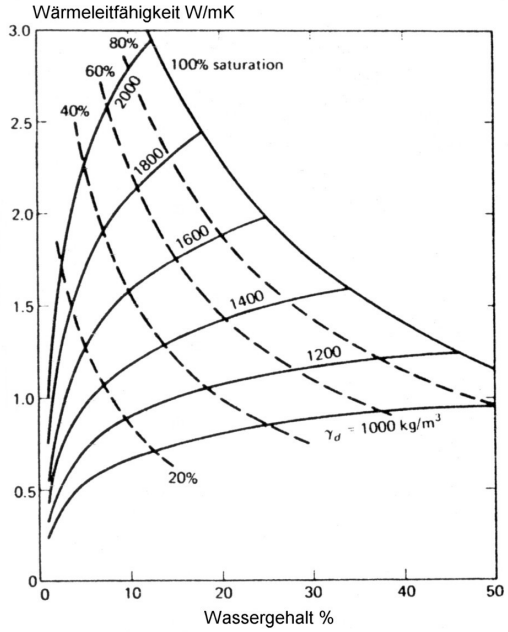


*Abb. 5.5a,b Boden-*Wärmeleitfähigkeit *nach Johansen für wassergesättigte Böden mit unterschiedlichem Quarzgehalt q und Porosität n nach Gl. 5.2*



Average thermal conductivity of unfrozen sandy soils as a function of water content and dry density (from Andersland and Anderson 1978).

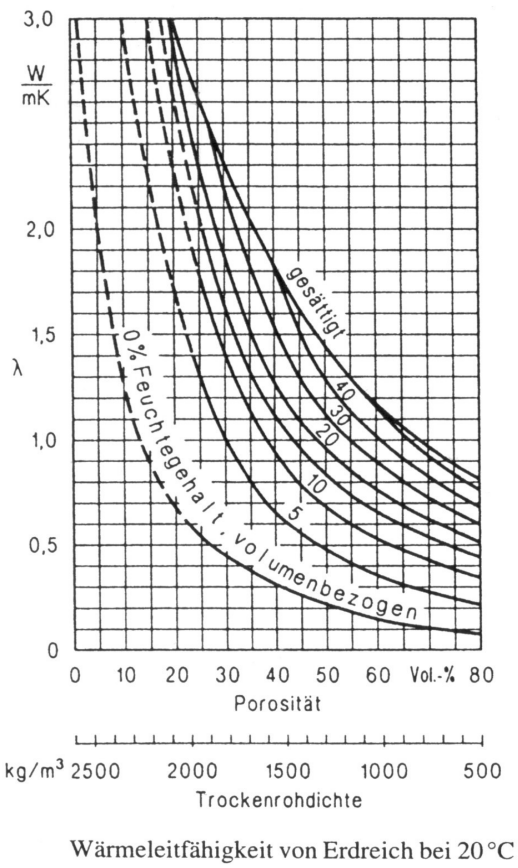


Abb. 5.6 Bodenwärmeleitfähigkeit nach Andersland/Anderson [38]

Abb. 5.7 Bodenwärmeleitfähigkeit n. Krischer [195]

In *[195]* werden ebenfalls Leitfähigkeitswerte von *Krischer* in Anhängigkeit der Porosität/ Trockenrohdichte angegeben, die für den gesättigten Fall diesen Wertebereich ebenfalls bestätigen (Abb. 5.7). Jedoch stimmt der Zusammenhang zwischen Trockenrohdichte und Porosität in beiden Diagrammen nicht sehr gut überein. Der Grund könnte hier in einer abweichenden mineralogischen Zusammensetzung liegen, wobei im Fall nach *Andersland* relativ sandhaltiges Material zugrunde liegt.
Bezüglich der Temperaturabhängigkeit von λ liefert *[195]* die Aussage, dass diese im Bereich 0 bis 20°C etwa linear um maximal 10% ansteigt.
Betrachtet man nun die Sensibilität der sich ergebenden Temperatur an der Sohlenunterseite (analog Kap. 5.1) sowie die daraus hochrechenbare Zugspannung im unteren Sohlenbereich hinsichtlich der angesetzten Bodenwärmeleitfähigkeit, erkennt man, dass sich einerseits zwar die Temperatur noch erkennbar unterscheidet (s. Abb. 5.8: Je größer λ, desto niedriger T), die viel wichtigere Spannung andererseits aber (Abb. 5.9) im Zeitintervall der sich aufbauenden Zugbeanspruchung kaum mehr erkennbare Unterschiede aufweist.
Grund für den geringen Spannungsunterschied ist der weitgehend parallele Temperaturverlauf ab t ~100 Stunden. Dieser bewirkt ab diesem Zeitpunkt einen etwa gleich großen Temperaturunterschied bei allen drei Lambda-Werten. Dagegen ist der Temperaturverlauf bis etwa 50 Stunden für die Spannungsentwicklung unerheblich, da bis dahin der Beton noch keine elastischen Feststoffeigenschaften besitzt. Auch im Zeitraum zwischen ~50 und 100 Stunden trägt die unterschiedliche Erwärmung aufgrund des erst geringen E-Moduls noch wenig zum (Druck-)Spannungsaufbau bei.

Daher ist für die folgenden Untersuchungen keine übertriebene Genauigkeit bei der Ermittlung der Wärmeleitfähigkeiten erforderlich, und der Ansatz eines mittleren Wertes für λ_{Boden} von gewählten 2,7 W/mK, wie er auch in *[23]* als Mittelwert verwendet wird, ausreichend. Dies nicht zuletzt auch deswegen, weil bei Auftreten von bereits geringer Grundwasserströmung ohnehin eine höhere Gesamt-Wärmeleitfähigkeit entsteht (s. Kap. 5.3).

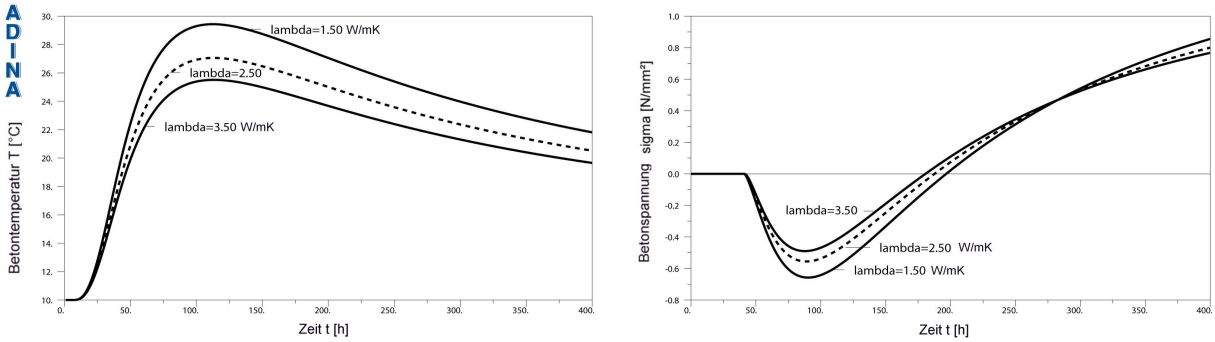


Abb. 5.8, 5.9 Temperaturentwicklung (analog Abb. 5.3) an Sohlenunterkante bei Ansatz versch. Boden-Wärmeleitfähigkeiten $\lambda_{\min}$ =1,50 , $\lambda_{\max}$ =3,50 W/mK gem. Abb. 5.5 und zugehöriger Spannungsverlauf (analog Abb. 5.4) unten in der Sohle

5.2.2 Wärmekapazität des gesättigten Bodens

Die beiden anderen thermisch relevanten Stoff-Parameter sind die spezifische Wärmekapazität c und die Rohdichte γ des gesättigten Bodens. Das Produkt $c \cdot \gamma$ = C ist die (volumenbezogene) Wärmekapazität [J/Km³].
Im Falle der Unterwasserbetonsohle besteht der Boden aus einem Mineralstoffanteil und dem Wasseranteil, der dem Porenvolumen des Bodens entspricht. Anders als bei der Wärmeleitfähigkeit, die eine Gesamtbetrachtung des gesättigten Bodens erfordert, kann die Wärmekapazität aus den Einzelanteilen für Mineralstoff und Wasser volumenbezogen aufaddiert werden *[38]*:

$$C_{Boden} = n \cdot c_{Wasser} \cdot \gamma_{Wasser} + (1-n) \cdot c_{Mineral} \cdot \gamma_{Mineral} \qquad \text{[J/Km³]} \qquad \text{(Gl. 5.3)}$$

mit γ_{Wasser} … = 1000 kg/m³
c_{Wasser} … = 4200 J/kgK
n … Porosität [-]
$c_{Mineral}$ … spez. Wärmekap. der gesteinsbildenden Mineralien (~700 bis 800 J/kgK)
$\gamma_{Mineral}$ … Dichte der gesteinsbildenden Mineralien [kg/m³]
γ_d … Trockenrohdichte des ungesättigten Bodens [kg/m³]

Dabei ist zu beachten, dass zwischen n und γ_d ein (linearer) Zusammenhang besteht, wenn man die Angaben in Abb. 5.7 betrachtet: Dort wird von einer Mineraldichte $\gamma_{Mineral}$ = 2600 kg/m³ ausgegangen, und die Rohdichte des trockenen Bodens als

$$\gamma_d = \gamma_{Mineral} \cdot (1-n) \quad \text{mit Porengehalt n errechnet.} \qquad \text{(Gl. 5.4)}$$

Auch die Auswertung von Abb. 5.6 zeigt einen linearen Zusammenhang zwischen Trockenrohdichte und Porosität (=Wassergehalt bei 100% Sättigung im Diagramm), wobei jedoch von einem etwas leichteren Grundmaterial mit ca. 2300 kg/m³ ausgegangen wird. Daher lässt sich Gl. 5.3 auch schreiben als:

$$C_{Boden} = n \cdot 4200 + c_{Mineral} \cdot \gamma_d \quad \text{[kJ/Km³]} \qquad (c_{Mineral} \text{ in kJ}) \qquad \text{(Gl. 5.5)}$$

In *[38]* wird eine weitere Formel in Abhängigkeit des Wassergehalts w [-] und der Trockenrohdichte γ_d des Bodens angegeben : $C = \frac{\gamma_d}{\gamma_w} \cdot (0{,}18 + w) \cdot C_w$, (Gl. 5.6)

mit C_w = 4200 kJ/Km³ (Wasser bei ~ +10°C)

Verknüpft man nun die Gleichungen 5.6 und 5.4 mit $\gamma_d = 2600$, erhält man für C_{Boden} im gesättigten Zustand (n = w) :

$$C_{Boden} = 4200 \cdot \left(0{,}47 + 2{,}13 \cdot n - 2{,}6n^2\right) \text{ [kJ/Km³]} \qquad \text{(Gl. 5.7)}$$

Abb. 5.10 zeigt für Gl. 5.5 und 5.7 den Wertebereich von C_{Boden} in Abhängigkeit der Porosität. Dabei lässt sich nach Gl. 5.7 für n = 0, mit C = 1974 und $\gamma_d = 2600$, eine spezifische Wärmekapazität des Gesteinsmaterials von $c_{Mineral}$ ~760 J/kgK zurückrechnen, die mit den Angaben in *[195]* für die Minerale Quarz/Glimmer/Feldspat/Kalzit im Mittel gut übereinstimmt. Für n =1,0 aber wäre das Ergebnis C = 0. Daher scheint Gl. 5.6 allenfalls für einen nur begrenzten Bereich von n bzw. zur Bestimmung von C für unterschiedliche Sättigungsgrade ($w \neq n$) gültig zu sein.

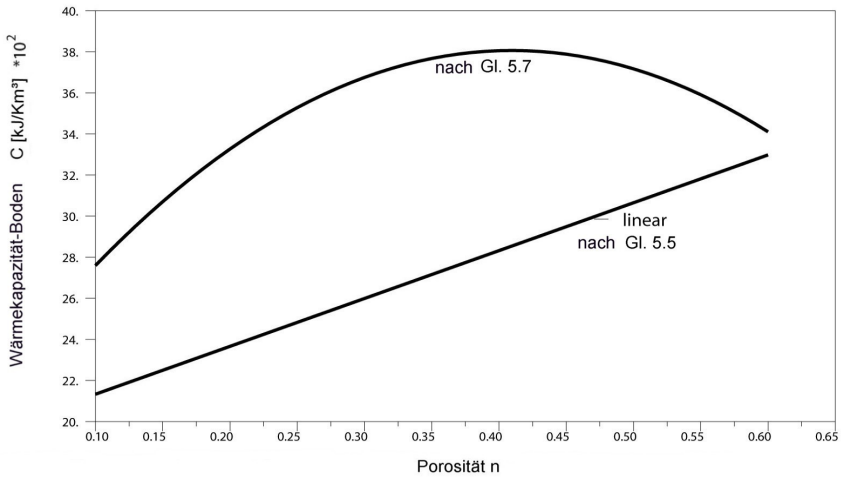


Abb. 5.10 Wärmekapazität von wassergesättigtem Boden als Funktion der Porosität nach Gl. 5.5 und 5.7

Wie bei der Diskussion der Wärmeleitfähigkeit λ des Bodens, bringt auch hier eine analoge Sensibilitäts-Untersuchung der Temperaturen und Spannungen an der Sohlenunterseite eine interessante Erkenntnis (Abb. 5.11 und 5.12): Es zeigt sich wiederum, dass bei geringen, aber noch deutlichen Abweichungen im Temperaturverlauf die Beton-Zugspannungen trotz relativ

großer Schwankungen der Wärmekapazität C (von 2250 bis 3750 kJ/km³) nur noch unmerkliche Unterschiede aufweisen.

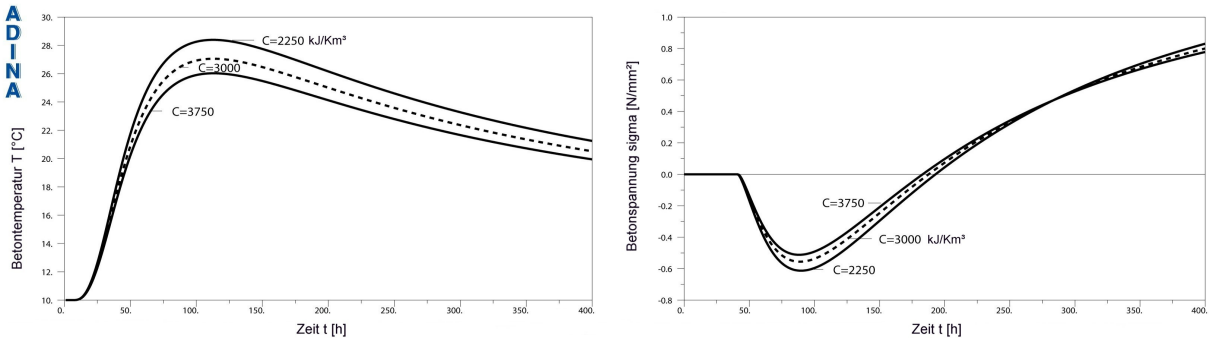


Abb. 5.11, 5.12 Temperatur- und Spannungsentwicklung an der Sohlenunterkante bei Ansatz von unterschiedlichen Boden-Wärmekapazitäten C [kJ/Km³]

Dazu ist noch zu bedenken, dass λ und C nicht voneinander unabhängig sind, sondern gem. Gl. 5.2 und 5.5 bzw. 5.7 über die Porosität n miteinander verknüpft sind. Das heißt, dass bei steigender Porosität λ einen kleineren, und C einen größeren Wert annimmt. Dies bedeutet nach Abb. 5.9 und 5.12, dass sich die geringen Effekte auf die Spannungen noch zusätzlich weiter ausgleichen würden.
In diesem Zusammenhang ist ein weiterer, abgeleiteter, Materialkennwert von Interesse, nämlich das Verhältnis $\alpha = \lambda / C$ [m²/s], welches auch als Temperaturleitfähigkeit bezeichnet wird. Entsprechend der Dimension kann man sich darunter die, auf die Materialdicke bezogene, Wärmeeindringgeschwindigkeit im instationären Fall vorstellen: Ein hoher Wert kennzeichnet eine schnellere Temperaturänderungsfähigkeit des Materials als ein niedrigerer. Angewandt auf den geringen Temperaturunterschied müsste dies bedeuten, dass sich α im untersuchten Porositätsbereich von n = 0,20 bis 0,40 nur wenig ändert. Tatsächlich aber verlaufen die Werte λ und C bei sich veränderndem n gegenläufig ($\alpha_{0,20} / \alpha_{0,40}$ ~ 10: 6), sodass im Fall der Unterwasserbetonsohle von einer sehr geringen Sensibilität gegenüber der Temperaturleitfähigkeit gesprochen werden kann.
Letztendlich kann auch für die Wärmekapazität des Bodens bei den weiteren Untersuchungen von einem einheitlichen Mittelwert von C_{Boden} = 3000 kJ/Km³ ausgegangen werden.

5.3 Temperatur im ungestörten Erdreich

Zur instationären Temperaturberechnung eines Systems müssen für alle thermisch beteiligten Medien Anfangstemperaturen definiert werden, so auch für den gesättigten Boden. Dabei stellt sich die Frage, ob im Boden auch tiefenabhängig eine Differenzierung der Anfangstemperatur erforderlich wird. In *[23, 48, 34 und 28]* finden sich für Mitteleuropa detaillierte Angaben und Formeln für die Temperatur im ungestörten Boden. Diese wird, tiefen- und zeitabhängig, einerseits von der bodennahen Umgebungsluft mit tages- und jahreszeitlichen Klimaschwankungen, und andererseits von der Erwärmung aus dem Erdinneren beeinflusst.

Der sog. geothermische Gradient, der durch die Wärme aus dem Erdinneren hervorgerufene Temperaturanstieg mit zunehmender Tiefe, ist mit Werten von 1,8 bis 3,6K pro 100m für die Betrachtung der Unterwasserbetonsohlen vernachlässigbar.
Auch jene Temperaturschwankungen, hervorgerufen durch die tageszeitlichen Klimaschwankungen, sind aufgrund ihrer Eindringtiefe von höchstens 0,5 bis 1m hier nicht von Interesse.
Dagegen werden für das Eindringen der jahreszeitlichen Schwankungen in der Literatur Tiefen von 10 bis 20 m angegeben.
Als allgemeine Gleichung für den halbunendlichen Raum wird (nach *Erk et al.[23])* für T(z,t) eine Formel als Sinuskurve (jährliche Periode) mit abklingender Amplitude in zunehmender Tiefe angegeben:

$$T(z,t) = T_0 + \Delta T \cdot e^{-z\sqrt{\omega/2a}} \cdot \sin\left(\omega(t+t_0) - z \cdot \sqrt{\omega/\ 2a}\right) \qquad \text{(Gl. 5.8)}$$

mit T(z, t) . . . Bodentemperatur zum Zeitpunkt t in Tiefe z

T_0 … Lufttemperatur im Jahresmittel

ΔT … max. Schwankung der Lufttemperatur (Sommer-Winter)

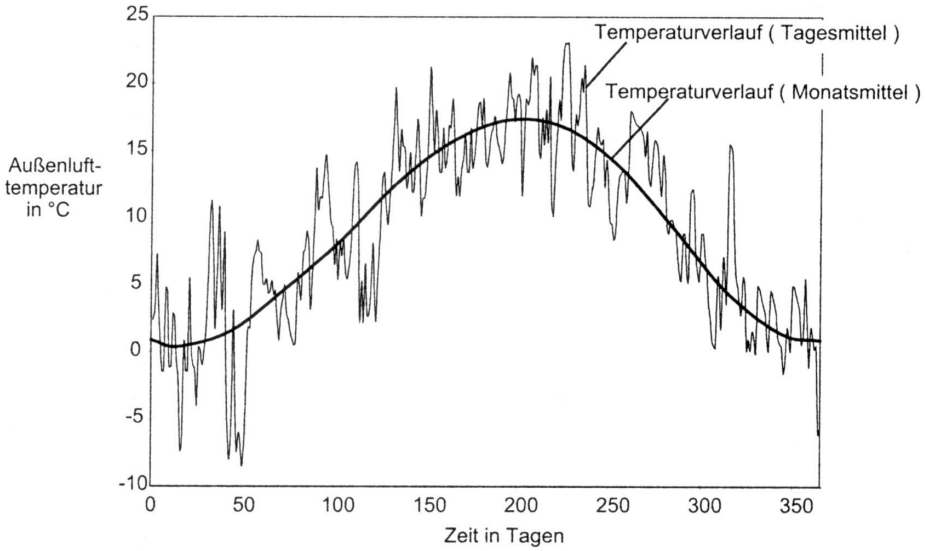
ω … Kreisfrequenz 1 Jahr ($=3{,}1536 \cdot 10^7$ [s])

a … Temperaturleitfähigkeit des gesätt. Bodens (2,7/3000*1000 [m²/s]) s. Kap. 5.2.2

z … Tiefe unter Geländeoberfläche

t_0 … Periodenbeginn

Hierzu gibt die Literatur für T_0 in Mitteleuropa einen Bereich von +8°C bis +12°C, und für ΔT = 8K bis 10K an. Dabei ist die Temperatur an der Erdoberfläche um ca. 1K höher als die Lufttemperatur *[48]*.
Abb. 5.13 zeigt einen gemessenen Außentemperaturgang für westdeutsche Verhältnisse, der diese Angaben gut bestätigt.
Setzt man, um das Eindringverhalten der Temperaturamplituden in den Boden zu ermitteln, das Sinus-Glied in Gl. 5.8 zu 1,0, und die Temperaturleitfähigkeit des gesättigten Erdreichs wie oben an, zeigt die Auswertung der Amplitudengröße von T(z), dass ab einer Tiefe von ca. 10m eine nahezu konstante Bodentemperatur im ungestörten Erdreich vorliegt (Schwankung $\pm 0{,}2$ K , Abb. 5.14).
Dies bestätigen auch die Berechnungen in *[23]*, wo explizite FEM-Untersuchungen speziell für anstehendes Grundwasser durchgeführt wurden (Abb. 5 15).
Die Bodentemperatur im ungestörten Erdreich Mitteleuropas kann also im Normalfall ab einer Tiefe von einigen Metern mit gleichbleibend +10°C angenommen werden. Für den Fall der Unterwasserbetonsohle stellt sich jedoch die Frage, ob diese anfängliche Boden- und Grundwassertemperatur an der Aushubsohle bis zum Betonagezeitpunkt, ab dem die Temperaturberechnung des Systems beginnt, noch immer gültig ist oder durch äußere Einflüsse verändert wird.
Um dies zu untersuchen, wurde eine FEM-Temperaturberechnung (ADINA-T) durchgeführt, bei der ein (Grund-)Wasservolumen über der Aushubsohle mit Wärmeübergang zwischen Umgebungsluft und Wasser simuliert wurde, um die Temperaturänderung im Boden nach einigen Tagen abzuschätzen (s. Abb. 5.16/5.17). Dabei wurde angenommen, dass die Anfangs-Temperatur des sich ansammelnden Grundwassers ebenfalls 10°C beträgt, weil es aufgrund der Umströmung der Baugrubenumschließung aus der Tiefe der endgütigen Aushubsohle stammen muss. Für die Lufttemperatur wurden einmal 0° und einmal 20°C gewählt.



Temperaturverlauf der Außenlufttemperatur während eines Jahres

Abb. 5.13 Außenlufttemperatur, entnommen aus [23]

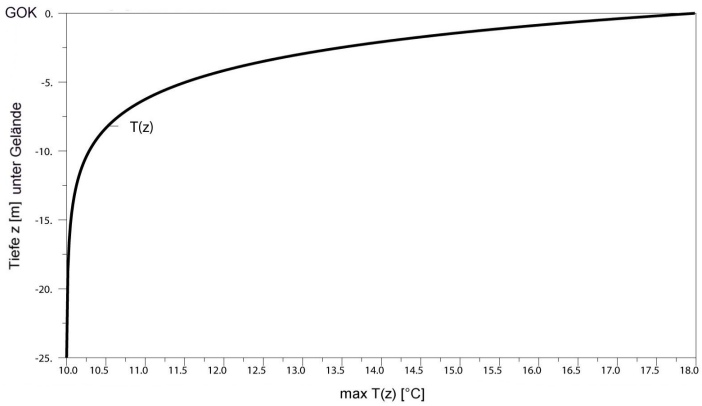
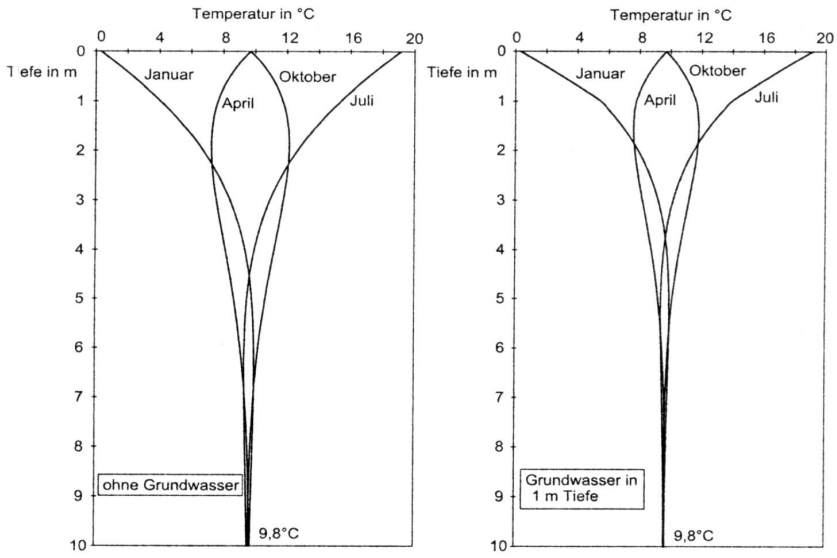


Abb. 5.14 „ Stationäre“ Auswertung von Gl. 5.8: Abnahme der (max.)Temperatur-Amplitude mit der Tiefe



Temperaturverlauf im Erdreich für verschiedene Grundwasserstände und einzelne Monate

Abb. 5.15 Temperaturverlauf mit und ohne Grundwasser mit FEM nach [23]

Als Wärmetransportmechanismus zwischen Wasseroberfläche und Luft wurde ein Newton' scher Wärmeübergang gewählt. Dies ist im Gegensatz zu Punkt 5.1 hier sinnvoll, da durch die „unendliche" Ausdehnung des Luftvolumens nach oben hin, und den ständigen Luftabtransport durch bereits geringste Windeinwirkung (erzwungene Konvektion), keine Wärmespeicherwirkung der Luft zum Tragen kommt. Ein Wärmeeintrag auf die Wasseroberfläche durch Strahlung sowie Auskühlung durch Wärmeabstrahlung und Wasserverdunstung wurde vernachlässigt, weil sich Wärmegewinn aus der Gesamtstrahlungsbilanz und Wärmeverlust durch Verdunstung (grob je ~50 W/m²K) in der Summe etwa ausgleichen *[48]*. Der Wärmeübergangskoeffizient wurde nach *[195]* bestimmt. Dabei sind zwei Fälle zu unterscheiden:

Fall a) die Lufttemperatur ist höher als die Wassertemperatur (z.B. 20°C) :

dann gilt $\alpha_{ü} = Nu \cdot \lambda / L$ mit $Nu = 0{,}6 \cdot \left[Ra \cdot f_1(\mathrm{Pr})\right]^{0.2}$, (Gl. 5.9)

und $f_1(\mathrm{Pr}) = \left[1 + \left(\frac{0.492}{\mathrm{Pr}}\right)^{9/16}\right]^{-16/9}$

$Ra = Gr \cdot \mathrm{Pr} = g \cdot L^3 \cdot \Delta T \cdot \beta / \nu^2 \cdot \mathrm{Pr}$ und $L = Länge \cdot Breite / \left(2 \cdot \left(Länge + Breite\right)\right) \sim l/4$,
wenn näherungsweise eine quadratische Wasserfläche mit Seitenlängen l angenommen wird

Pr… Prandtl-Zahl von Luft bei 20°C = 0,7148 (s.a. Abb. 6.2)
Nu … Nusselt-Zahl, Ra… Rayleigh-Zahl, Gr … Grashof-Zahl
λ … Wärmeleitfähigkeit von Luft bei 20°C = 0,0257 W/mK
β … thermischer Ausdehnungskoeffizient von Luft bei 20°C = 1/(273+20) /K
ν … kinematische Viscosität von Luft bei 20°C = $153 \cdot 10^{-7}$ m²/s
g … Erdbeschleunigung 9,81 m/s²
Es ergibt sich so : $f_1(\mathrm{Pr}) = 0{,}348$, $Ra = 1{,}6 \cdot 10^7 \cdot l^3$ (Gl. 5.9 gilt etwa bis $Ra \cdot f_1(\mathrm{Pr}) < 10^{10}$)
und $\alpha_{ü}$ ~ 0,6 W/m²K (für $l = 10$ bis 15m).

Das Ergebnis der instationären Temperaturberechnung zeigt Abb. 5.16: Auch nach bis zu 30 Tagen steigt die Wassertemperatur in 5m Tiefe und darunter aufgrund der starken Pufferwirkung (Wärmekapazität) des Wassers maximal um 0,2K an, wobei eine stabile Temperaturschichtung vorliegt (unten kalt), die sich bei Störungen durch den Aushubvorgang selbst stabilisiert.
Eine freie Konvektion in der Luft und eine Verdunstung finden hier praktisch nicht statt. Aufgrund vorhandener Strahlung kann sich die obere Wasserschicht etwas stärker erwärmen als in der Berechnung.
Das heißt, die Annahme einer Boden-Anfangstemperatur von +10°C, wie sie im „ungestörten" Fall vorliegt, ist auch bei wärmerer Umgebungsluft für die Unterwasserbetonsohlen-Berechnung in guter Näherung zutreffend.

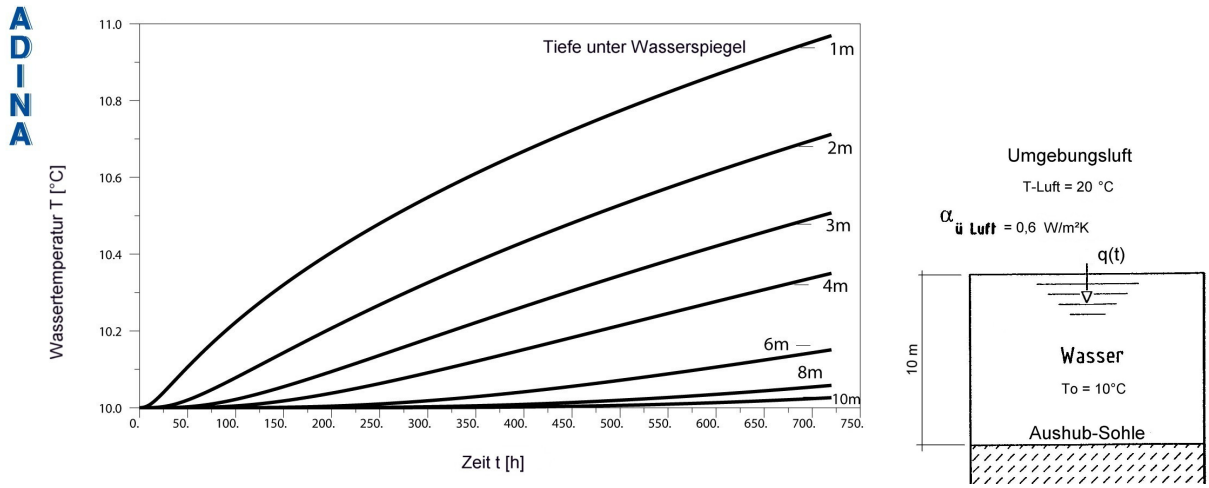


Abb. 5.16 Erwärmung des Baugrubenwassers während der Aushubphase in versch. Tiefen bei +20°C Lufttemperatur, und Geometrie für FEM-Temperaturberechnung

Fall b) die Lufttemperatur ist geringer als die Wassertemperatur (z.B. 0°C) :

dann findet freie Konvektion in der Luft statt, und es muss sich ein höherer Wärmeübergangswert ergeben, es gilt:

$$Nu = 0{,}15 \cdot \left[Ra \cdot f_2(\mathrm{Pr})\right]^{1/3} \quad \text{mit} \quad f_2(\mathrm{Pr}) = \left[1 + \left(\frac{0{,}22}{\mathrm{Pr}}\right)^{11/20}\right]^{-20/11} \qquad \text{(Gl. 5.10)}$$

Formel für Ra und $\alpha_{ü}$ wie unter a), wobei Pr = 0,7179, λ = 0,0242, β = 1/273 und $\nu = 135 \cdot 10^{-7}$ bei jeweils 0°C.

Hier ergibt sich entsprechend: $f_2(\mathrm{Pr}) = 0{,}405$, $Ra = 2{,}2 \cdot 10^7 \cdot l^3$
(wobei Gl. 5.10 für $Ra \cdot f_2(\mathrm{Pr}) > 7 \cdot 10^4$ gilt)
ein Wert $\alpha_{ü} = 3{,}0$ W/m²K (diesmal unabhängig von l !)

Abb. 5.17 zeigt die Abkühlung des Wasservolumens nach bis zu 30 Tagen. Hier zeigt sich aufgrund des höheren Wärmeübergangswertes zur Luft eine betragsmäßig etwas stärkere Temperaturänderung, wobei diese aufgrund der möglichen freien Konvektion (Absinken des kühleren Wassers, wenn es nicht kälter als ~ +4°C ist), die im Berechnungsmodell unberücksichtigt bleibt, noch etwas unterschätzt wird. Jedoch wird unter Berücksichtigung des Temperaturausgleichs beim Absinken und der dadurch erfolgenden Durchmischung die Abkühlung des Bodens an der Aushubsohle ab einigen Metern Aushubtiefe auch hier nur höchstens 1-2K betragen.
In *[82]* wird für $\alpha_{ü}$ eine empirische Gleichung in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz und der Windgeschwindigkeit angegeben :

$$\alpha_{ü} = 2{,}6 \cdot \left(\sqrt[4]{\Delta T} + 1{,}54 \cdot v_{wind}\right) \qquad v_{wind} \text{ Windgeschwindigkeit} < 5 \text{ m/s} \qquad \text{(Gl. 5.11)}$$

welche für den Fall b) den Wert 4,6 (v =0), 8,6 (v =1m/s) und 24,6 (v =5m/s) [W/m²K] liefert. Die Werte zeigen bei Windstille oder schwachem Wind eine gleiche Größenordnung wie unter b), mit leichter Tendenz nach oben, an.

Deshalb wird in allen weiteren Berechnungen als Ausgangstemperatur des Bodens T_0 = +10°C angesetzt.

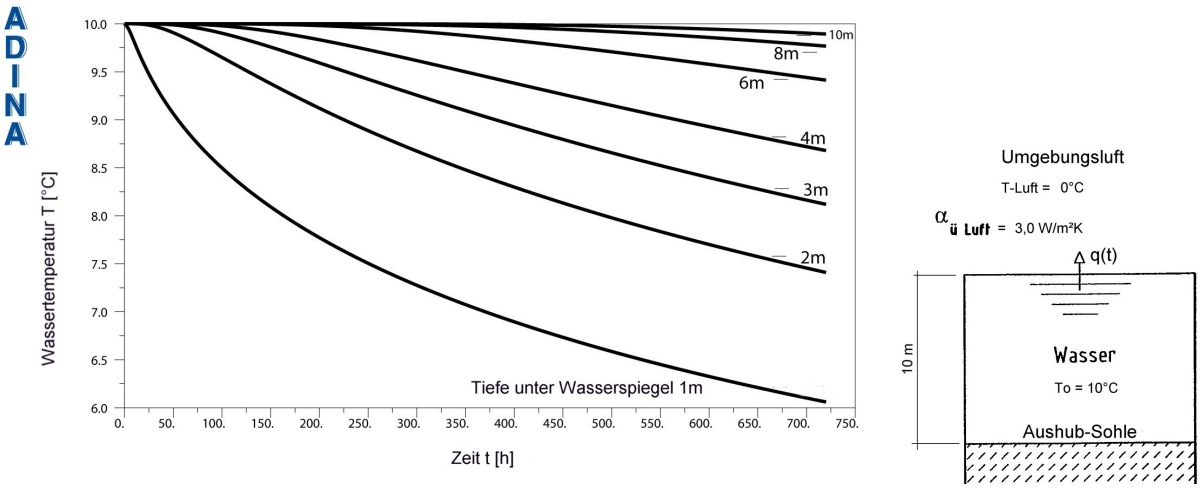


Abb. 5.17 Abkühlung des Baugrubenwassers während der Aushubphase in versch. Tiefen bei 0°C Lufttemperatur, und Geometrie für FEM-Temperaturberechnung

5.4 Strömendes Grundwasser

5.4.1 Geschwindigkeit des Grundwassers

Das unterhalb des Aushubniveaus einer Unterwasserbetonsohle anstehende Grundwasser weist im Normalfall eine mehr oder weniger starke Fliessgeschwindigkeit auf. Dadurch kommt es aufgrund der erzwungenen Konvektion im Boden zu einem zusätzlichen Wärmetransport gegenüber der reinen Wärmeleitung, der im folgenden quantifiziert werden soll, weil hierdurch die Temperaturentwicklung im Beton mitbeeinflusst wird.
Im Normalfall wird eine Grundwasserbewegung durch Grundwasserspiegeldifferenzen an verschiedenen Orten verursacht. Dieses Spiegelgefälle kann u. a. vor Ort durch Bodensondierungen festgestellt werden. Beschrieben werden kann dieser Strömungsmechanismus in porösen Medien durch:

$$v_f = -\frac{k}{\eta} \cdot \left(grad(p) + \rho \cdot g \right) \quad \text{[m/s]} \qquad \text{(Gl. 5.12)}$$

wobei $v_f = v \cdot n$ die sog. Filtergeschwindigkeit darstellt, die ein Integral der tatsächlichen Stromfadengeschwindigkeiten v (in den Poren mit Flächenanteil n) über die gesamte Fläche des durchflossenen Erdreichs darstellt, und somit ein vom Porenanteil n unabhängiger Durchflusswert, wie bei einer reinen Flüssigkeit, ist. Je kleiner also n, desto geringer v_f bei gegebener tatsächlicher Stromgeschwindigkeit v. Dabei ist :

k … Bodendurchlässigkeit,
η … dynamische Zähigkeit
p … Druck, ρ … Fluiddichte und g … Erdbeschleunigung

Für den Spezialfall der horizontalen Grundwasserströmung in porösen Böden und natürlichem Grundwassergefälle vereinfacht sich die Beziehung (Gl. 5.12) zur allg. bekannteren Form des Gesetzes von *Darcy*:

$v_f = k_f \cdot i$, mit k_f … Durchlässigkeitsbeiwert [m/s] (Gl. 5.13)

und $i = \Delta h / \Delta l$ … hydraulisches Gefälle [-]

Nach *[23]* liegen die Werte für k_f in nichtbindigen Böden zwischen etwa 10^{-7} und 10^{-1} m/s und die des hydraulischen Gefälles bei 1/100 bis 1/1000. Daraus folgen Filtergeschwindigkeiten v_f mit einer Bandbreite von 10^{-10} bis 10^{-3} m/s, also etwa 0 bis 100 m/Tag.

5.4.2 Analytische Betrachtung der Wärmeleitung bei strömendem Grundwasser

Für den Fall der Wärmeleitung im Boden ohne Grundwasserströmung (und ohne Wärmequellen, z.B. aus Hydratation) lautet die Differenzialgleichung bei instationärer Betrachtung:

$$div(\lambda \cdot grad(T)) = \rho \cdot c \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t}\right) \qquad \text{(Gl. 5.14)}$$

Kommt es zur Grundwasserströmung, findet eine erzwungene Konvektion als weiterer Wärmetransportmechanismus statt. Der Anteil der damit pro Volumeneinheit transportierten Wärmeenergie schlägt sich als zusätzliches Glied in der Energiebilanz der DGL wie folgt nieder:

$$div(\lambda \cdot grad(T) - \rho_w \cdot c_w \cdot v_f \cdot T) = \rho \cdot c \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t}\right) \qquad \text{(Gl. 5.15)}$$

mit ρ_w, c_w, v_f Dichte, Wärmekapazität (pro kg) und Filtergeschwindigkeit des Wassers.

Beschränkt man die Betrachtung auf die 2-dimensionale Ebene (Tiefe und Strömungsrichtung) sowie die Grundwasserfließrichtung wegen des geringen hydraulischen Gefälles auf die Horizontale, kann man für (5.15) auch schreiben:

$$\lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x}\right) + \lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 z}\right) - C_w \cdot v_f \cdot \frac{\partial T}{\partial x} = \rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \qquad , (C_w = c_w \cdot \rho_w) \qquad \text{(Gl. 5.16)}$$

Da der Versuch einer strengen Lösung dieser instationären Beziehung wenig aussichtsreich erscheint, wird hier eine stationäre Lösung, mit der Vereinfachung, dass der Wärmetransport in horizontaler (x-) Richtung (s. a. Abb. 5.18) nur durch die Grundwasserströmung erfolgen soll, weiterverfolgt. Es soll dabei nur gelten, das Wesen des Phänomens der Grundwasserströmung sowie die Zusammenhänge mit den relevanten Parametern darzustellen. Zumindest bei höheren Strömungsgeschwindigkeiten wird so eine annehmbare Näherung erreicht werden. Gl. 5.16 lautet dann :

$$\lambda \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 z}\right) = C_w \cdot v_f \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \qquad \text{(Gl. 5.17)}$$

Aus der Form dieser Beziehung wird erkennbar, dass das Vorhandensein einer Grundwasserströmung, das von der physikalischen Bedeutung her zwar einer Erhöhung der Wärmeleitfä-

higkeit des Boden-Mediums gleichkommen muss, sich dennoch nicht einfach durch einen konstanten Erhöhungsfaktor für λ abbilden lässt. Denn sonst müsste sich Gl. 5.17 in folgende Form:

$$\lambda_{fiktiv} \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial^2 z} \right) = 0$$ überführen lassen. Dies ist jedoch nicht möglich.

Ferner ist kein linearer Zusammenhang zwischen Fliessgeschwindigkeit und Temperatur erkennbar (s.a. später Abschn. 5.4.3).

Allerdings besitzt diese Beziehung (5.17) mathematisch dieselbe Form wie die eindimensionale instationäre Wärmeleitung (ohne Quellen/Senken):

$$\frac{\partial^2 T}{\partial^2 x} = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot \frac{\partial T}{\partial t}$$

Dadurch wird es möglich, die z. B. in *[35]* hierfür angegebene allg. Lösung der inhomogenen DGL für T(t, x) auch für T(x, z) anzuwenden :
Diese besteht als Partikularintegral aus einem Produktansatz der Form T(x, z) = f(x)g(z) =

$$C_1 \cdot \sin(az+b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)} + C_2 \cdot \cos(az+b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)} + C_0 \qquad \text{(Gl. 5.18)}$$

mit d = $\frac{\lambda}{v_f \cdot C_w}$, a , b, C_0, … C_2 freie Konstanten, wobei die Lösung für T(x ,z) aus einer Summe $\sum_{n=1}^{\infty} f(x,n) \cdot g(z,n)$ mit n = 1, 2, 3… bestehen kann. (Gl. 5.19)

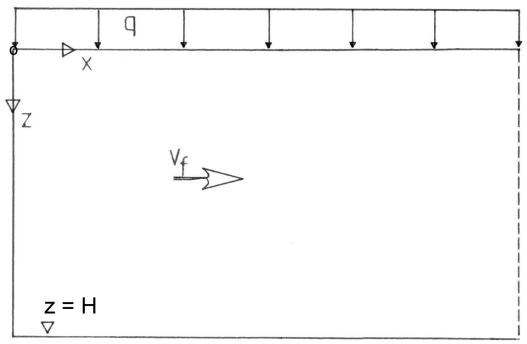
Außerdem kann noch eine spezielle Lösung der homogenen DGL (hier bei v_f = 0) als Summenglied erforderlich werden: Denn setzt man tatsächlich die Grundwassergeschwindigkeit zu null, wird der Wert von Gl. 5.18 = C_0 = const).
Die richtige Lösung für T(z), unabhängig von x, muss aber (ohne Strömung) lauten:

$$T(z) = T_0 + \left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda} \qquad \text{(Gl. 5.20)}$$

mit T_0 (ungestörte) Umgebungstemperatur, q von oben einströmende, konst. Wärmeleistung, H Tiefe, bei der wieder (per definition) für alle x die Umgebungstemperatur herrscht.
Daher lautet die Gesamtlösung (C_0 wird zu 0) : (Gl. 5.21)

$$T(x,z) = T_0 + \left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda} + \sum_{n=1}^{\infty} C_1 \cdot \sin(az+b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)} + C_2 \cdot \cos(az+b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)}$$

Zur Festlegung der noch unbekannten Konstanten müssen Randbedingungen für das physikalische Problem definiert werden (s. Abb. 5.18).



q [W/m²] … konstante Wärmezufuhr an Bodenoberseite (UK-Sohlplatte)

v_f [m/s] … Grundwasser-Fließgeschwindigkeit

H [m] … Höhe der grundwasserführenden Schicht

Abb. 5.18 Randbedingungen des stationären Temperatur-Feldes T(x, z)

1. Randbedingung: die von oben einströmende konstante Wärmemenge q muss am oberen Rand (z = 0) für alle x, gleich $-\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial z}$ sein, da dort noch keine Konvektion durch das Grundwasser stattgefunden haben kann, und so „reine" Wärmeleitung vorliegen muss.
Durch Ableiten und Einsetzen der RB in (5.21) folgt:

$C_1 \cdot \cos(b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)}$ - $C_2 \cdot \sin(b) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)}$ = 0 diese Forderung wird von C_1 = 0 und b = 0 erfüllt, wodurch alle sin-Glieder in Gl. 5.21 wegfallen.

2. Randbedingung: die Temperatur an der Untergrenze der betrachteten Bodenschicht (z = H) soll in der gesamten Strömungsrichtung (d.h. für alle x) den „ungestörten" Wert T_0 aufweisen. Ein Einsetzen in

$$T(x,z) = T_0 + \left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda} + \sum_{n=1}^{\infty} C_{2(n)} \cdot \cos(az) \cdot e^{-(a^2 \cdot d \cdot x)} \text{ liefert } a = \pi/2 \cdot H \cdot (2 \cdot n - 1)$$

und damit

$$T(x,z) = T_0 + \left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda} + \sum_{n=1}^{\infty} C_{2(n)} \cdot \cos\left(\pi/2 \cdot H \cdot (2n-1)z\right) \cdot e^{-\left(\frac{\lambda \cdot \pi^2 \cdot (2n-1)^2}{4 v_f \cdot C_w \cdot H^2}\right) x} \qquad \text{(Gl. 5.22)}$$

3. Randbedingung: Die Forderung, dass aufgrund der definitionsgemäß nicht vorhandenen Wärmeleitung in horizontaler Richtung (Gl. 5.17) bei x = 0 die Temperatur über die gesamte Tiefe = T_0 sein soll, bestimmt schließlich den Wert von $C_{2(n)}$. Allerdings wird dabei schnell klar, dass dies nur mit einer großen Anzahl von Summengliedern über n erreicht werden kann, indem

$\sum_{n=1}^{\infty} C_{2(n)} \cdot \cos\left(\pi/2 \cdot H \cdot (2n-1)z\right)$ die Form einer Geraden -$\left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda}$ annehmen soll.

Obige Summenformel hat die Form einer Fourier-Reihenentwicklung, deren harmonische Analyse mit cos-Gliedern *[16]* eine Reihe der Form

$-4/\pi \cdot \left(\cos z + \cos 3z/3^2 + \cos 5z/5^2 + ...\right)$ liefert, die als $\lim_{n \to \infty}$ zur Geraden $y = -\pi/2 + z$,

für $0 \le z \le \pi/2$, wird. Das bedeutet, dass die Konstante $C_{2(n)}$ ausgeklammert werden kann, und die cos-Glieder dann mit $1/(2n-1)^2$ zu multiplizieren sind. Die Formel, die alle obigen Randbedingungen erfüllt, lautet nun:

$$T(x,z) = T_0 + \left(1 - z/H\right) \cdot \frac{q \cdot H}{\lambda} - 8\frac{q \cdot H}{\lambda \cdot \pi^2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2} \cdot \cos\left(\pi/2 \cdot H \cdot (2n-1)z\right) \cdot e^{-\left(\frac{\lambda \cdot \pi^2 \cdot (2n-1)^2}{4 v_f \cdot C_w \cdot H^2}\right) x}$$

(Gl. 5.23)

Anhand der Form des Exponenten lässt sich dabei ableiten, dass gleiche Verhältnisse x/v_f auch gleiche Temperaturen in jeder beliebigen Höhe z ergeben, sich die Temperaturfelder für verschiedene Fliessgeschwindigkeiten also (unter den obigen stationären Annahmen) durch eine Längsverzerrung ineinander überführen lassen.

Zum Vergleich und zur Verifizierung der in 5.4.2 getroffenen Annahmen wurde eine numerische Testberechnung anhand eines stationären FEM-Systems mit porösem Stoffmodell (ADINA-F, kombinierte Fluid- und Wärmeberechnung) durchgeführt, bei dem jedoch die Wärmeleitung 2-dimensional (x und z-Richtung) zur zusätzlichen horizontalen Konvektion durch die Grundwasserströmung stattfindet (Abb. 5.19).

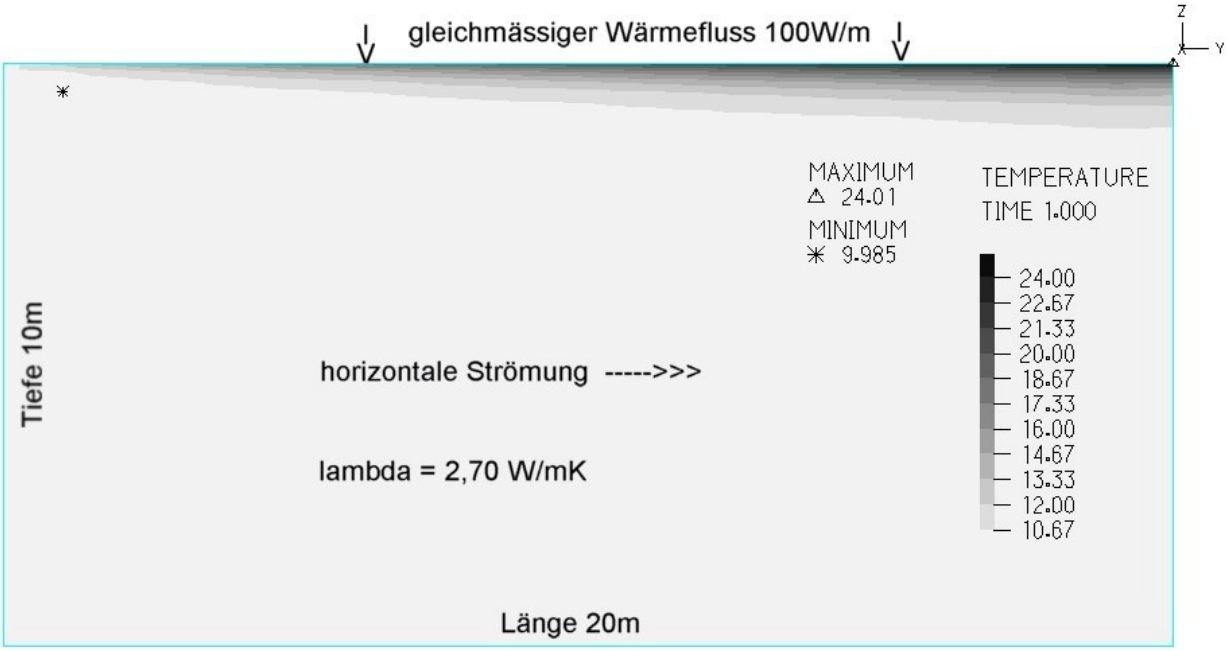


Abb. 5.19 Stationäres Temp.-Feld(Isoflächen) bei v=10 m/d aus FE-Berechnung (ADINA-F)

Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Temperatur an der Bodenoberkante (Grundwassergeschwindigkeiten je 10 bzw. 100 m/Tag) zeigt Abb. 5.20a: Man erkennt die gute Übereinstimmung beider Methoden. Ferner zeigt sich, dass der Einfluss der betrachteten Schichttiefe H auf diese Temperaturen nur bis etwa 2m Tiefe relevant ist. Bei großen Strömungsgeschwindigkeiten ist überhaupt keine Abhängigkeit von H mehr feststellbar (Abb. 5.20b). Dagegen hat die Grundwassergeschwindigkeit einen erwartungsgemäß großen Einfluss (Abb. 5.21).

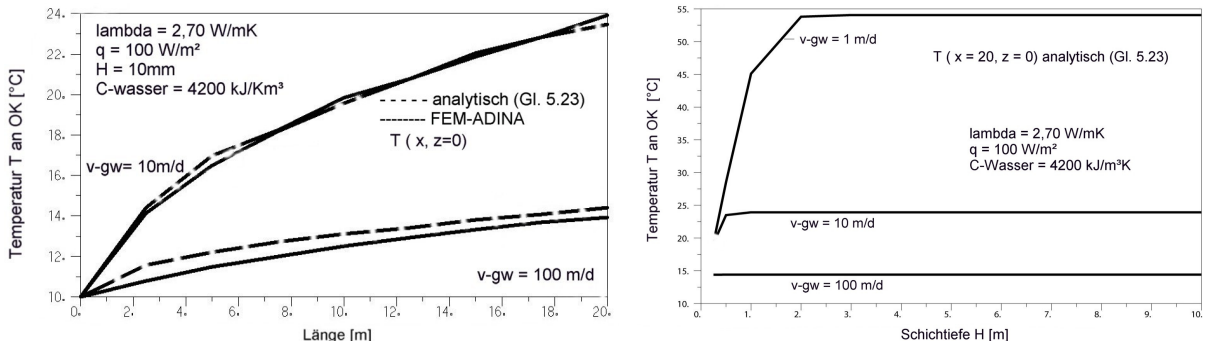


Abb. 5.20a,b Vergleich des stationären Temperaturverlaufes an der Boden-Oberkante nach analytischer (Gl. 5.23) und FEM-Lösung über 20 m Länge(a), und Einfluss der Tiefe H bei verschiedenen Grundwassergeschwindigkeiten nach analytischer Lösung (b)

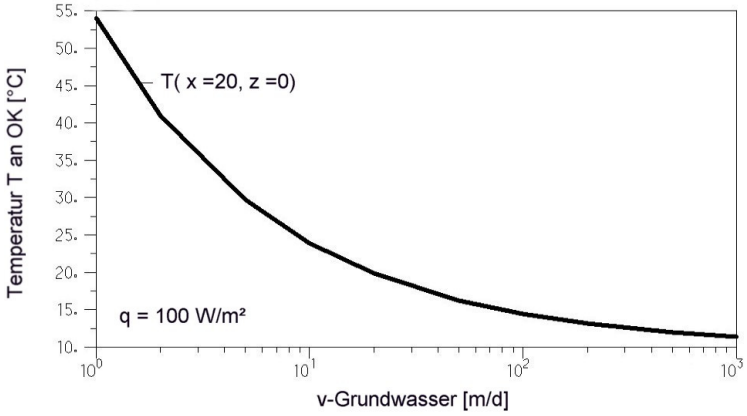
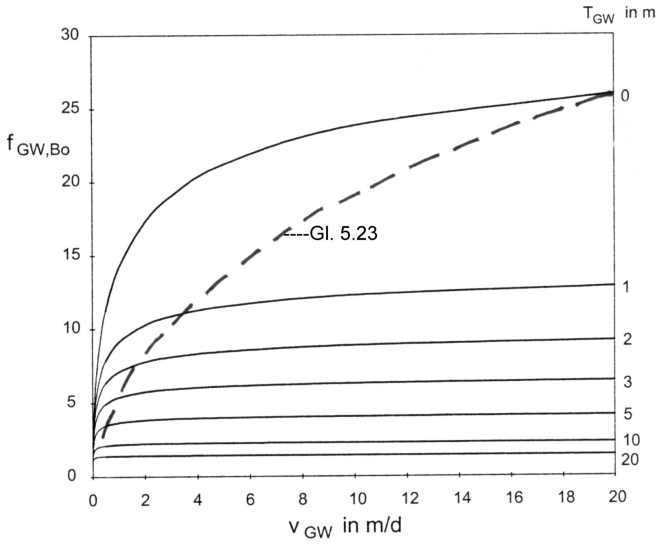


Abb. 5.21 Einfluss der Grundwassergeschwindigkeit auf Temperatur an Bodenoberkante nach analytischer Lösung (Gl. 5.23)

5.4.3 Praxisorientierte stationäre Behandlung der Grundwasserströmung

In *[23]* wurden die Wärmeverluste von Kellergeschossen an grundwasserdurchströmtes Erdreich untersucht. Dabei wurden zur Herleitung eines Berechnungsverfahrens Erhöhungsfaktoren für die Boden-Wärmeleitfähigkeit in Abhängigkeit der Grundwassergeschwindigkeit ermittelt, die bei v~20m/d Werte bis ~26 annehmen (s. Abb. 5.22, oberste Kurve, $T_{GW} = 0$). Diese Faktoren, die ein Verhältnis zwischen der tatsächlich wirksamen, aus Wärmeleitung und Konvektionseffekten zusammengesetzten, und der reinen materialspezifischen Wärmeleitfähigkeit darstellen, werden in der Wärmelehre auch als „Nusselt-Zahl“ (Nu) bezeichnet. Die Berechnung erfolgte, bis auf die Einbindung periodischer saisonaler Schwankungen in der Erdreichtemperatur, prinzipiell stationär.
Auch aus der analytischen Lösung (Gl. 5.23) lassen sich Erhöhungsfaktoren in Form von Nusselt-Zahlen (Nu) ermitteln, wenn ein fiktives λ_{Nu} (wie für strömungslose Verhältnisse) aus den ermittelten Temperaturen für z = 0 ermittelt wird:

$\lambda_{Nu} = q \cdot H / (T(x,0) - T_0)$, mit T(x, z=0) Ergebnis aus Gl. 5.23 (Gl. 5.24)



$f_{GW,Bo}$ … Erhöhungsfaktor für Wärmeleitfähigkeit

T_{GW} … Oberkante Grundwasser unter Gelände (bei UWBS = 0)

Abb. 5.22 Erhöhungsfaktoren (Nu-Zahl) in Abhängigkeit von v_{GW} nach Dahlem [23]

Dabei hängt das Ergebnis jedoch von der Entfernung „x“ ab. Diese Abhängigkeit ist bei obiger Kurve von *Dahlem* so nicht abzulesen, da es dort vor allem um einen über eine Kellersohlenfläche gemittelten Wärmeverlust geht, und die Untersuchungen für verschiedene Kellerbreiten nicht in diesem Diagramm wiedergegeben sind. Eine Rückrechnung für den Wert bei v_{GW} =20 m/d ergibt jedoch für die Länge x ~ 40m.

Die Ergebnisse für $Nu = \lambda_{Nu} / \lambda$ bei x = 40 ($\lambda = 2{,}70 W/m^2K$) sind nun als gestrichelte Kurve in Abb. 5.22 eingetragen und zeigen die tendenzielle Übereinstimmung mit der obersten Linie für den Kellerboden. Die Abweichungen dürften hauptsächlich in den unterschiedlichen Randbedingungen begründet sein: u. a. wird bei *Dahlem* ein konstanter Temperaturunterschied zwischen Kellerraum und ungestörtem Grundwasser vorausgesetzt; bei der analytischen Lösung Gl. 5.23 (problembezogen auf Unterwasserbetonsohlen) jedoch eine konstante Wärmeabgabe von der Betonsohle.

Trägt man die Erhöhungsfaktoren über x / v_f auf, erhält man für jede Höhe H der grundwasserführenden Schicht eine Kurve, die für alle Geschwindigkeiten und Entfernungen x den Nu-Wert für stationäre Verhältnisse unabhängig von q liefert (Gl. 5.25). Wird der Wert von Nu (hier als 1/Nu) in doppelt-logarithmischer Weise aufgetragen, ergeben sich jeweils parallele Kurven, die bis x/v von ~1000 praktisch Geraden ergeben und sich dann zum Wert 0 (Nu=1) hin krümmen (s. Abb. 5.23).

$$1/Nu(z=0) = 1 - 8/\pi^2 \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{(2n-1)^2} \cdot e^{-\left(\frac{\lambda \cdot \pi^2 \cdot (2n-1)^2}{4 v_f \cdot C_w \cdot H^2}\right) x} \qquad \text{(Gl. 5.25)}$$

Diese Parallelität lässt sich aufgrund der Gesetzmäßigkeit: log(a b) = log(a) + log(b) mathematisch zeigen, da x, v, und H nur als (x/v/H²) im Exponenten von „e“ in Gl. 5.25 erscheinen, und ein geändertes H deshalb die „Gerade“ nur horizontal verschiebt. Somit ließe sich der Nu-Wert auf einfache Weise graphisch für die obigen stationären Verhältnisse bestimmen.

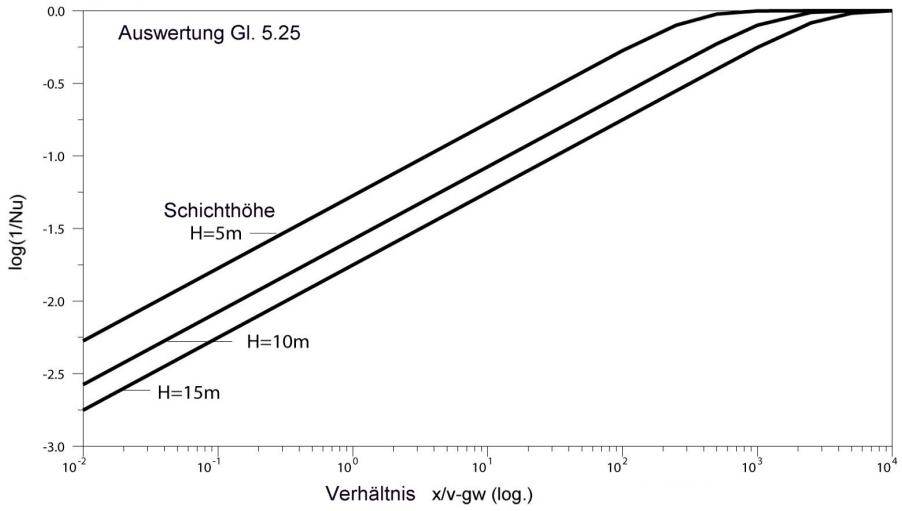


Abb. 5.23 Abhängigkeit Nu von x/v (v in m/d) für unterschiedliche Schichtdicken H

Ebenso kann die Abhängigkeit von H doppelt-logarithmisch als Gerade aufgetragen werden (Abb. 5.24), da H, wie x/v (bei z =0) nur im Exponenten erscheint, allerdings quadratisch (deshalb mit doppelt so großer Steigung, nämlich -1,0) und im Nenner. Dabei zeigt die Steigung von -1,0 auch an, dass Nu in weiten Bereichen proportional zu H sein muss, oder anders ausgedrückt, T(v,x,0) unabhängig von H ist (s.a. Abb. 5.19b).

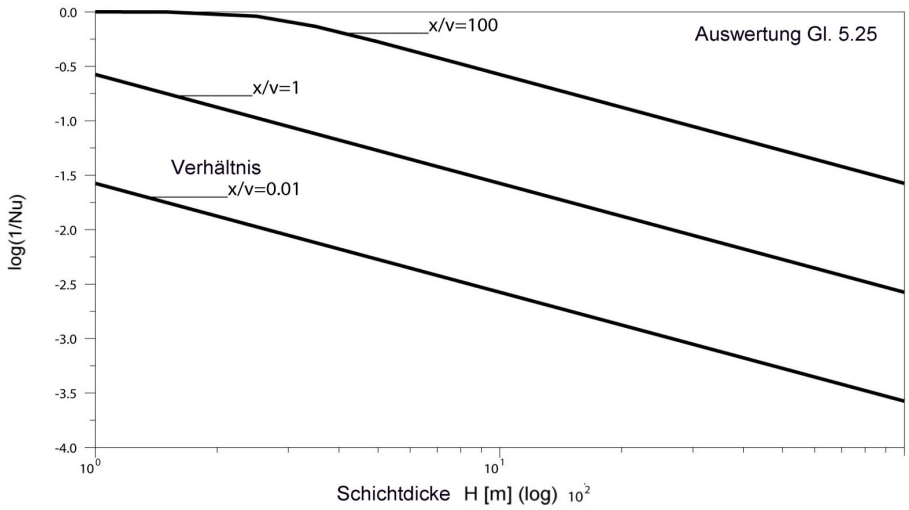


Abb. 5.24 Abhängigkeit Nu von H für unterschiedliche x/v

5.4.4 Instationäre Betrachtung der Grundwasserströmung bei konstanter Ersatz-Wärmeleitfähigkeit des Erdreiches

Für das Ziel einer Untersuchung von Spannungsentwicklungen im Unterwasser-Sohlenbeton ist die instationäre Betrachtung der Temperaturentwicklung unumgänglich. Um das dabei notwendige, durch Iterationen (rechen-)aufwändige, zweidimensionale System auf eine eindimensionale Betrachtungsweise zu reduzieren, wird der Weg eines strömungslosen Ersatzsystems für den Boden mit entsprechend erhöhten Wärmeleitfähigkeiten beschritten. Dadurch wird auch die Strömungsproblematik von der der Wärmeerzeugung im hydratisierenden Beton entkoppelt, was eine bessere Systematisierung und eine einfachere Durchführbarkeit von

Parameterstudien (v.a. bezüglich der Betoneigenschaften) ermöglichen soll und ggf. zukünftigen Untersuchungen ein programmunabhängiges Anknüpfen erleichtert.
Zur Modellierung des Problems mit der FE-Methode und Diskretisierung des Bodenhalbraumes (s. Kap. 5.1) bietet es sich an, je nach erwarteter Grundwassergeschwindigkeit, eine Ersatzleitfähigkeit ($\lambda_{Boden} \cdot Nu$) nach Kap. 5.4.3 und die Wärmekapazität C des Bodens nach 5.2.2 am eindimensionalen FE-System (s. Kap. 3, Abb. 3.7) anzusetzen.
Die Auswirkung dieser, für stationäre Verhältnisse abgeleiteten, konstanten Ersatzwärmeleitfähigkeit bei instationären Verhältnissen lässt sich nun anhand eines FEM-Modells entsprechend Abb. 5.18 überprüfen, indem man den zeitlichen Temperaturverlauf an der Bodenoberseite, wo die Unterseite des Sohlenbetons anschließt, bei tatsächlicher Strömung („Strömungssystem“) mit dem eines festen, strömungslosen Bodenkörpers („Ersatzsystem“) mit eben jener Ersatzleitfähigkeit vergleicht (s. Abb. 5.25). Dabei wird in der FEM-Strömungsberechnung ein poröses, gesättigtes Materialmodell verwendet, welches aus strömender Wasser- und unbewegter Boden-Feststoffphase besteht und ohne Strömung dieselben Werte für λ und C aufweist wie der grundwassergesättigte Boden gem. Abschnitt 5.2 bzw. das Ersatzsystem bei Nu =1. Um die Definition von Temperatur-Randbedingungen am linken/rechten Ende des Strömungssystems zu erleichtern, wurde ein „Einlauf“- und „Auslaufbereich“ von jeweils 10m angeordnet.

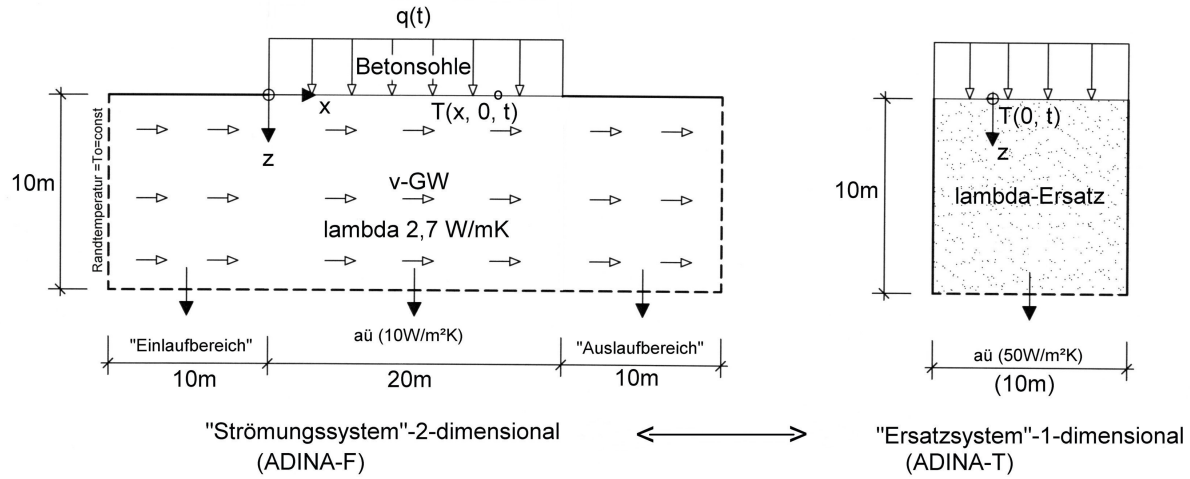


Abb. 5.25 Bodenmodellierung mit instationären Vergleichssystemen zur Ermittlung der Ersatzleitfähigkeit des Bodens

Während für die bisherigen stationären Betrachtungen die Größe der „Wärmeeinwirkung“ q [W/m²] konstant und willkürlich gewählt war, muss nun der zunächst ansteigende und dann wieder abfallende Verlauf der Hydratationswärmeabgabe an den Boden mit einfließen. Da dieser jedoch umgekehrt auch u. a. von der Boden-Wärmeleitfähigkeit sowie von der Betonrezeptur abhängig, und daher vorab noch unbekannt ist, wird hier ein idealisierter „Standard“-Verlauf q(t) definiert, der für ein breites Spektrum von Einflussvariablen (auch Grundwassergeschwindigkeiten) repräsentativ sein soll.
Abb. 5.26 zeigt den q-Verlauf für verschiedene Nu-Werte des Bodens und den idealisierten „Standardverlauf“ für eine Sohlplattenstärke von d =1,2m sowie zum Vergleich den Verlauf bei d =1,8m.
Dabei zeigt sich, dass die „Standardkurve“ für einen weiten Bereich der Nusselt-Zahl des Bodens eine praktikable Vorgabe für die folgenden Betrachtungen darstellt, zumindest für eine Plattendicke von 1,2m. Bei vergrößerter Sohlenstärke müsste die Kurve nach dem Maximalpunkt etwas angehoben werden. Die Auswirkungen einer mehr oder weniger genauen Anpas-

sung an die reale Wärmeabgabe werden jedoch später in diesem Kapitel noch genauer untersucht.
Kriterium für ein Ersatzsystem mit erhöhter Wärmeleitfähigkeit ist der Temperaturverlauf an der Sohlenunterseite bzw. an der Bodenoberseite. Dabei ist jedoch zu bedenken, dass sich in Strömungsrichtung an jeder Stelle eine andere Temperatur einstellt (s.a. Abb. 5.19), und dass das strömungslose Ersatzsystem deshalb auch nur für eine bestimmte Stelle x, oder zumindest einen kleineren Bereich, gelten kann.
In Anhang A5/1 sind die Temperaturfelder aus dem Strömungssystems für die untersuchten Grundwassergeschwindigkeiten von 1,0 bis 100m/d bei t = 250h beispielhaft ausgegeben. Dabei stellt sich jeweils an einem bestimmten Punkt der Oberseite ein maximaler Temperaturwert ein, der sich, in Strömungsrichtung gesehen, stets kurz vor dem Ende der betonierten Sohlplatte befindet. Von diesem Maximalpunkt wird für die folgenden Betrachtungen ausgegangen, da der Minimalwert mit praktisch ~ +10°C an die Ausgangstemperatur heranreicht und daher wenig brauchbar ist.

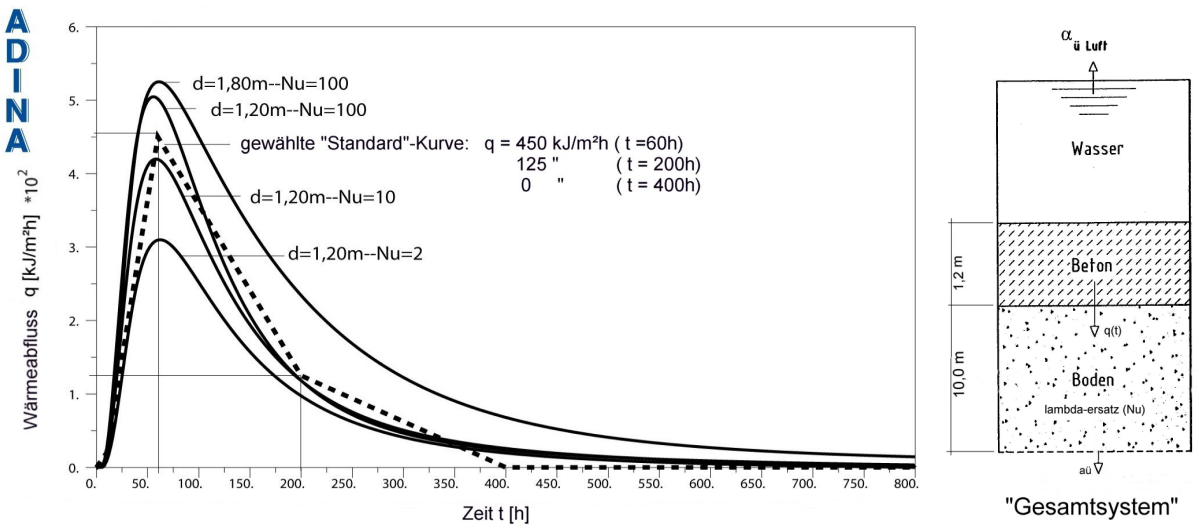


Abb. 5.26 Wärmeabgabe q(t) des Sohlenbetons an den Boden bei versch. Nu-Werten (Boden) beim „Gesamtsystem“ Wasser/Beton/Boden

Für die oben erläuterte Vergleichsberechnung würde sich nun, unter Zugrundelegung einer Grundwasser-Fließgeschwindigkeit v = 100m/d und einer Bodenschicht-Tiefe H= 10m, bei x = 20m gem. Gl. 5.25 ein Nu von 84 ergeben (bei v =1m/d entsprechend Nu = 8,4).
Den entsprechenden Temperaturverlauf im Systemvergleich zeigt Abb. 5.27. Die Übereinstimmung ist in beiden Fällen (v = 1m/d und 100m/d) sehr schlecht: Im Fall von v =1m/d ist die angesetzte Nu-Zahl (8,4) zu groß, im anderen Fall anfangs zu groß, im späteren Zeitverlauf zu gering. Um beispielsweise eine Übereinstimmung am Maximum der Temperatur zu erhalten, findet man durch Probieren (s.a. Abb. 5.29): Nu~1 für v =1m/d und Nu~12 für 100m/d (Abb. 5.28). Dabei zeigt sich, dass man bei geringer Grundwassergeschwindigkeit eine nahezu perfekte Übereinstimmung im Verlauf erzielt (5.28a), bei hoher Strömungsgeschwindigkeit der tatsächliche Temperaturverlauf jedoch nicht angenähert werden kann, sondern nur eine punktuelle oder bereichsweise Anpassung möglich ist.
Abb. 5.29 zeigt die ermittelten Nu-Werte nach einer derartigen instationären Anpassung (am Temperaturmaximum) im Vergleich zu denjenigen aus der stationären analytischen Lösung (Gl. 5.25). Die starke Diskrepanz beider Linien wird auch dadurch plausibel, dass Nu gem. Gl. 5.25 stark von H abhängig ist, während die Temperaturen im instationären Strömungssystem nur geringe Abhängigkeit zeigen.

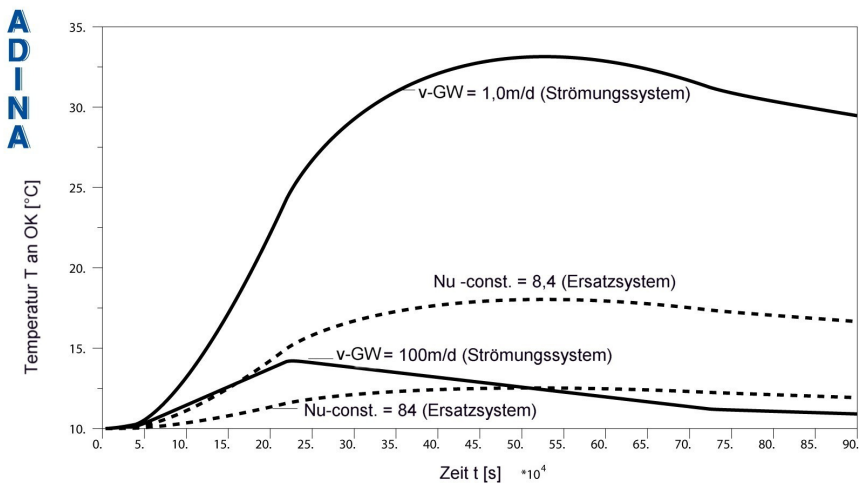


Abb. 5.27 Vergleich der Temperaturverläufe am Strömungs- und Ersatzsystem (instationär) mit Nu gem. Gl. 5.25

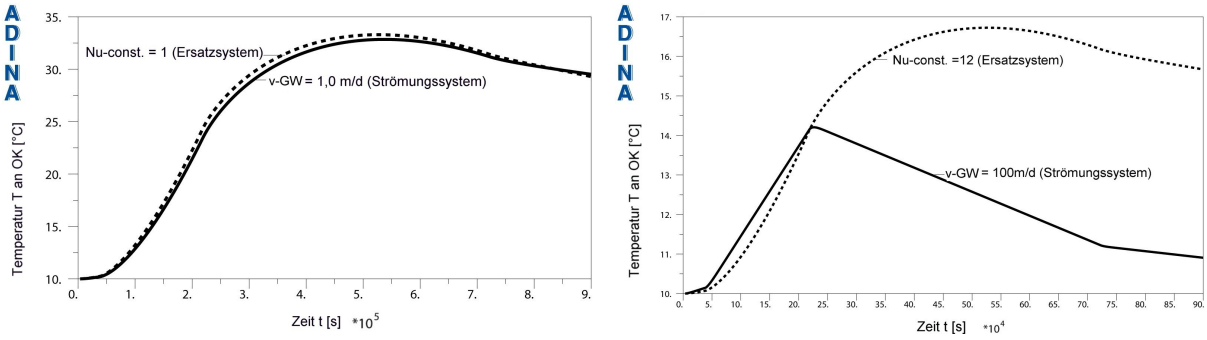


Abb. 5.28a,b Vergleich der Temperaturverläufe am Strömungs- und Ersatzsystem für Grundwassergeschwindigkeit v =1,0 m/d bzw. 100m/d mit optimierten Nu-Werten

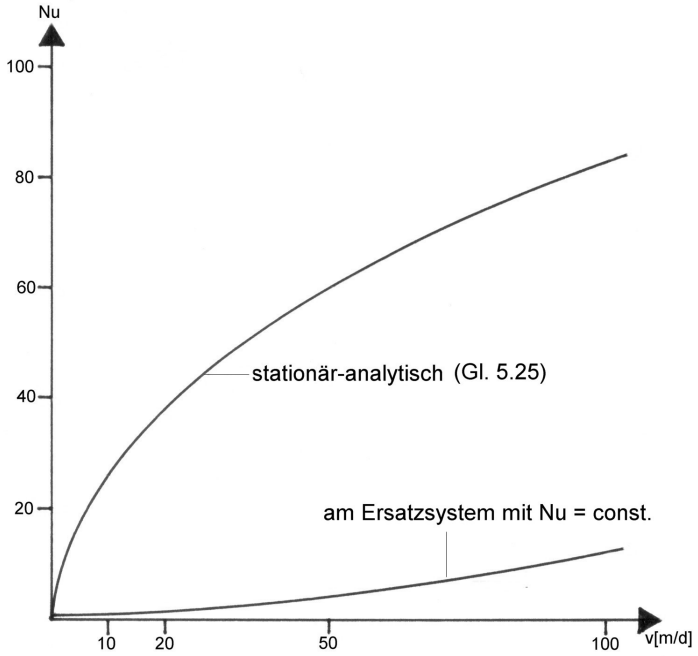


Abb. 5.29 Vergleich der Nu-Werte in Abhängigkeit von v

Unabhängig davon lassen sich an instationären Ersatzsystemen mit konst. Nu einige Gesetzmäßigkeiten feststellen: Die starke proportionale Affinität der Temperaturverläufe bei verschiedenen Nu-Werten am „Ersatzsystem“ zeigt Abb. 5.30.

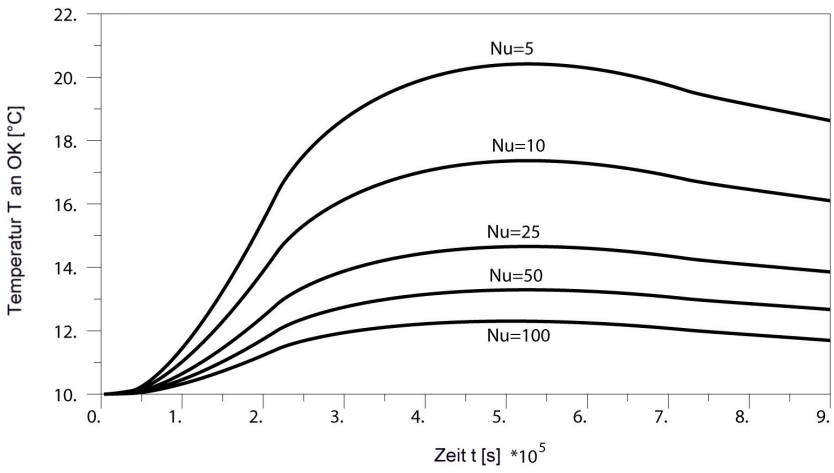


Abb. 5.30 Affiner Temperaturverlauf bei unterschiedlichen konst. Nu am Ersatzsystem

Umgekehrt besteht auch die entsprechende Affinität, wenn die Temperaturen für verschiedene Zeitpunkte gegen λ bzw. Nu aufgetragen werden, was sich grundsätzlich auch mathematisch zeigen lässt. Doppelt-logarithmisch dargestellt ergeben sich hier wieder parallele Geraden, wobei die Parallelität mathematisch aus der Proportionalität der Kurven folgt: (s. Abb. 5.31). Auch bei abweichenden Wärmezuflüssen q(t) bleibt diese Parallelität, mit veränderten Absolutwerten, erhalten.
Für die Bestimmung der Ersatzleitfähigkeiten lässt sich am Ersatzsystem zudem der folgende Zusammenhang zwischen Nu und der Temperatur (am oberen Rand) T = T(t, Nu) für jeden Zeitpunkt t feststellen:

$$T(t,Nu) \cong T_0 + \left(T_{Nu=1}(t) - T_0\right) \cdot Nu^{-0,5} \qquad \text{bzw.} \qquad Nu \cong \left(\frac{T(t,Nu) - T_0}{T_{Nu=1}(t) - T_0}\right)^{-2} \qquad \text{(Gl. 5.26)}$$

mit T_0 Anfangstemperatur (i.d.R. 10°C), $T_{Nu=1}(t)$ Temperatur zum Zeitpunkt t für Nu = 1, Nu Nusselt-Zahl der Ersatzleitfähigkeit λ_{ers} (Nu = λ_{ers}/2,7W/mK).

Die nahezu exakte Gültigkeit dieser Beziehung lässt sich nach Umformung von Gl. 5.26 zu

$$\log(T(t,Nu) - T_0) = \log(T_{Nu=1}(t) - T_0) + \log(Nu^{-0,5}) \;=\; \log(T_{Nu=1}(t) - T_0) - 0,5 \cdot \log(Nu)$$

direkt in Abb. 5.31 erkennen, wo sich Geraden der Form:

$y = \log(T_{Nu=1} - T_0) - 0,5 \cdot x$ ergeben.

Interessant ist vor allem der Wert des Exponenten von -0,5 bzw. -2,0 (in Gl. 5.26), der bei stationären Verhältnissen (Gl. 5.24) stets -1,0 ist.

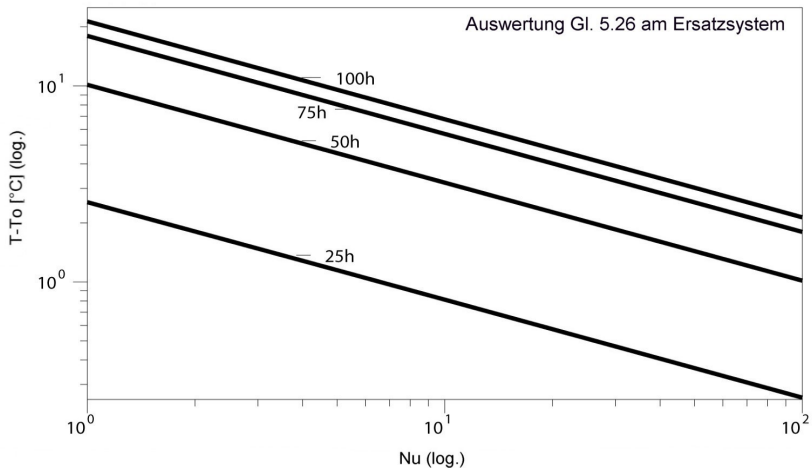


Abb. 5.31 Doppelt-logarithmischer Temperaturverlauf an der Oberseite T(t, Nu) bei versch. Zeitpunkten in Abh. von Nu, punktuell ermittelt am „Ersatzsystem" (s. Abb. 5.25)

5.4.5 Instationäre Betrachtung der Grundwasserströmung bei zeitabhängiger Ersatz-Wärmeleitfähigkeit des Erdreiches

Aufgrund dieser Erkenntnisse wird im folgenden ein Verfahren zur besseren Anpassung des Ersatzsystems auf Basis zeitlich veränderlicher Ersatzleitfähigkeiten eingeführt. Dabei wird zunächst nach Gl. 5.26 für jeden Zeitpunkt aus den berechneten Temperaturen T(t) am „Strömungssystem" ein Nu-Wert bestimmt, indem T(t) mit T(t, Nu) gleichgesetzt wird. Dazu müssen vorab auch die Temperaturen $T_{Nu=1}$(t) am „Ersatzsystem" berechnet werden. Die so in Abhängigkeit von Fliessgeschwindigkeit und Ort (x) erhaltenen Nu bzw. λ_{ers}-Verläufe ergeben Kurven wie in Abb. 5.32 dargestellt:
Die jeweils zugrundeliegenden Temperaturverläufe am Strömungssystem sowie die, von der Fließgeschwindigkeit unabhängige, Kurve für Nu =1 am Ersatzsystem zeigt Abb. 5.33. Wie bereits bei Annahme eines konstanten Nu-Wertes weiter oben festgestellt, stimmt für die Fliessgeschwindigkeit v =1,0m/d der Temperaturverlauf bei Nu =1,0 in beiden Systemen sehr gut überein (s. Abb. 5.28a).

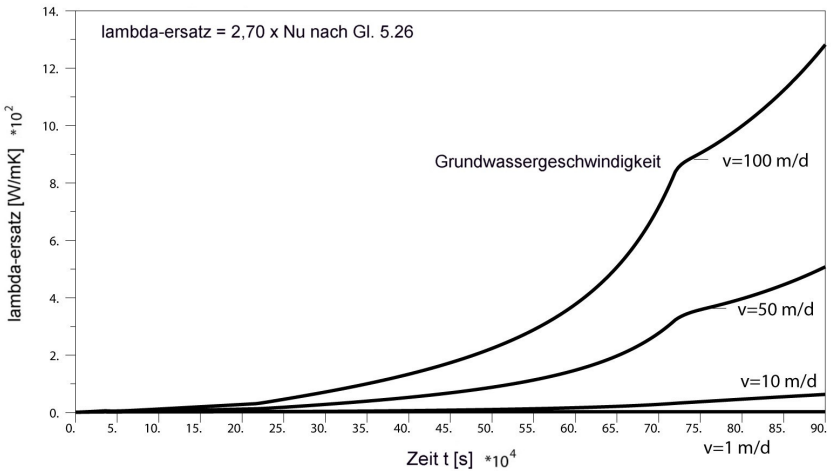


Abb. 5.32 Instationäre λ-Verläufe für verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten

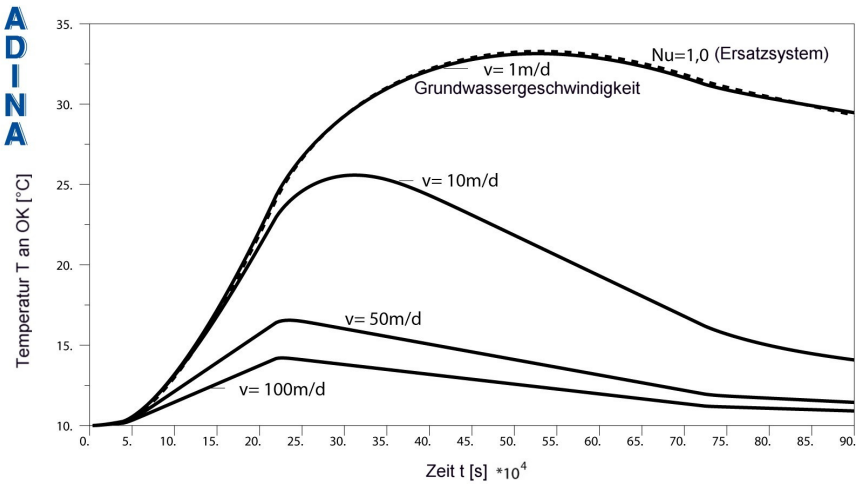
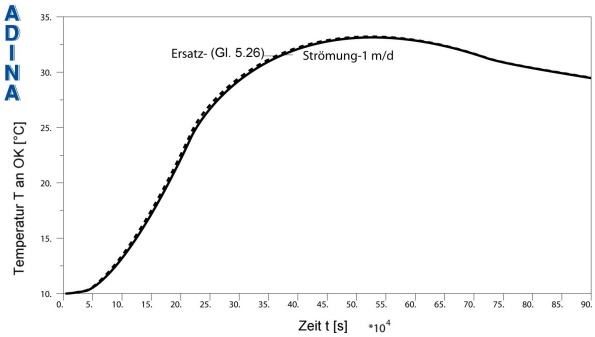


Abb. 5.33 Temperaturverläufe am Strömungssystem und Nu=1-Kurve am Ersatzsystem

Führt man nun die ermittelten $\lambda_{ers} = Nu(t) \cdot 2{,}7$ in das Ersatzsystem als zeitlich veränderliche Wärmeleitfähigkeiten ein, erhält man Temperaturverläufe, die im Vergleich mit denen am „Strömungssystem“ aus Abb. 5.33 in Abb. 5.34 bis 5.36 aufgetragen sind:
Während für v =1,0m/d eine praktisch perfekte Konvergenz existiert, sind die ermittelten Nusselt-Zahlen bei den höheren Geschwindigkeiten noch zu gering, liefern aber im Vergleich zum Fall in Abb. 5.28b bereits relativ gute Ergebnisse.



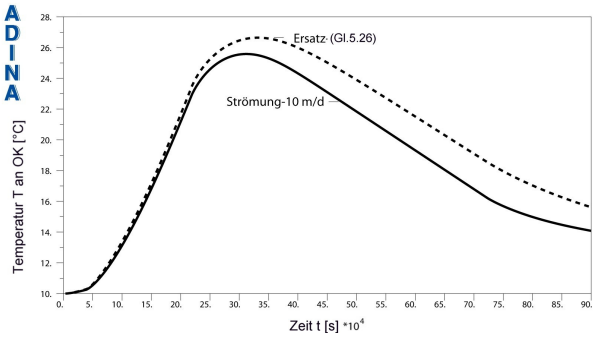


Abb. 5.34, 5.35 Temperaturvergleich „Strömungs“-„Ersatz“-System bei v=1m/d und 10m/d

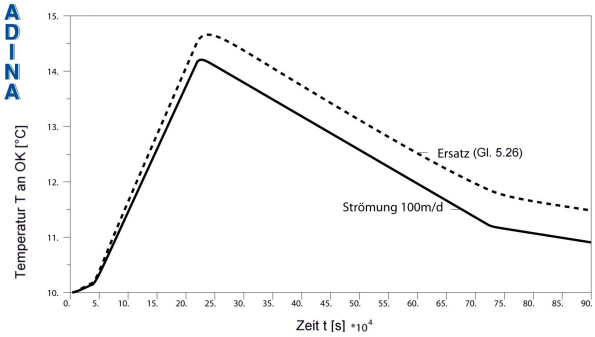


Abb. 5.36 Temperaturvergleich bei v= 100m/d

Als weiterer Schritt zur Verbesserung der Anpassung wurde daher eine Erhöhung der Nu-Werte durch Vergrößerung des Exponenten n (ursprünglich = -2,0) in Gl. 5.26 untersucht. (Anstieg der Nu-Werte für v =100m/d s. Abb. 5.37):

$$Nu \cong \left(\frac{T(t) - T_0}{T_{Nu=1}(t) - T_0} \right)^{-n} \qquad \text{(Gl. 5.26a)}$$

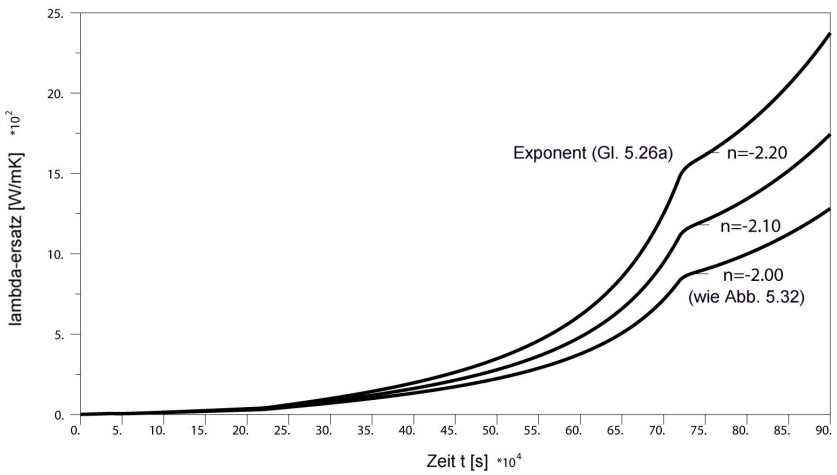


Abb. 5.37 λ-Verläufe mit unterschiedlichen Exponenten n (v=100 m/d)

Der Vergleich der Temperaturverläufe mit den erhöhten Nu-Werten in Abb. 5.38 zeigt, dass eine Erhöhung des Exponenten n annähernd eine Parallelverschiebung des Temperaturverlaufs (am Ersatzsystem) nach unten bewirkt, sodass bis t ~ 650000s (= 180h) eine sehr gute Übereinstimmung mit n = -2,2 möglich ist, während danach noch eine Differenz von weniger als 0,5K verbleibt. Der Versuch, den Nu-Wert durch einen ab etwa 150h linear oder quadratisch verlaufenden Erhöhungsfaktor zusätzlich anzuheben, bringt keinen entscheidenden Erfolg (Kurve „2,2-mod." in Abb. 5.38).
Eine Verbesserung lässt sich bei 100m/d durch eine Anhebung des unteren Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ü}$ im nichtströmenden Ersatzsystem von 50 W/Km² (wie er in Abb. 5.39a bis e zugrunde liegt) auf 100 W/Km² erzielen, da sich dann die Wirkung der großen λ-Ersatzwerte besser entfalten kann. Bei niedrigeren Grundwassergeschwindigkeiten ist eine Anhebung des Exponenten n ausreichend (s. Abb. 5.39), zumal sich die Manipulation von $\alpha_{ü}$ nur für die höheren Grundwassergeschwindigkeiten eignet, weil nur hier die untere Begrenzung des Ersatzsystems von der eindringenden Wärme schnell genug erreicht wird.

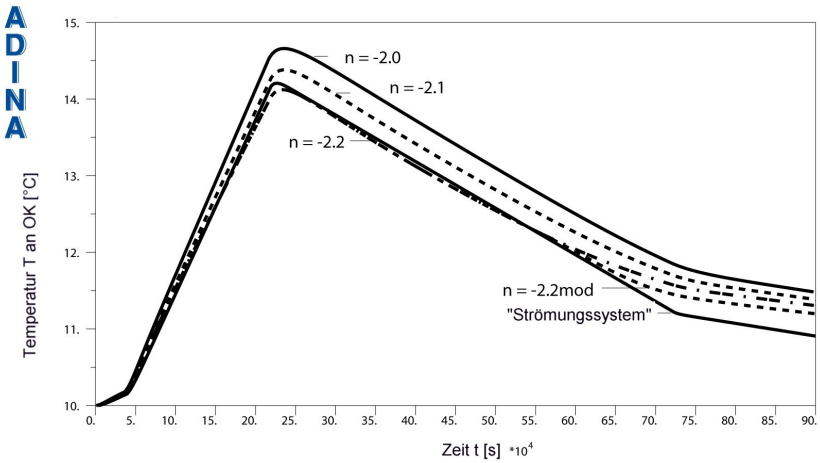


Abb. 5.38 Temperaturvergleich bei veränderten Exponenten n in Gl. 5.26a (v= 100 m/d)

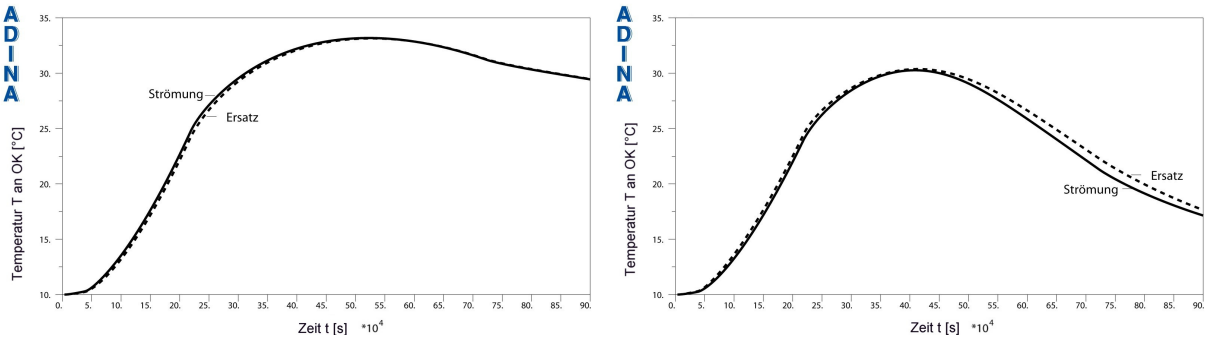


Abb. 5.39a,b Temperaturvergleich „Strömungs"-„Ersatz"-System bei v=1,0/5,0 m/d Grundwassergeschwindigkeit (n in Gl. 5.26a = -2,0 bzw. -2,75)

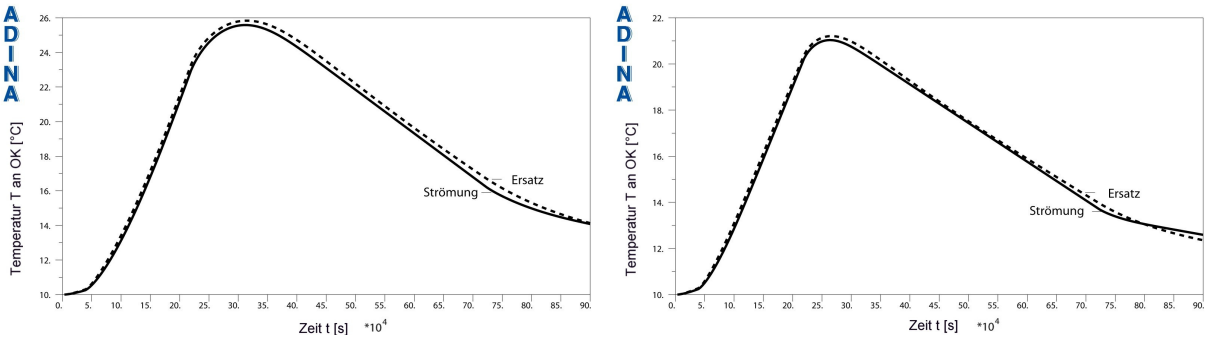


Abb. 5.39c,d Temperaturvergleich bei v=10/20 m/d (n = -2,50 bzw. -2,35)

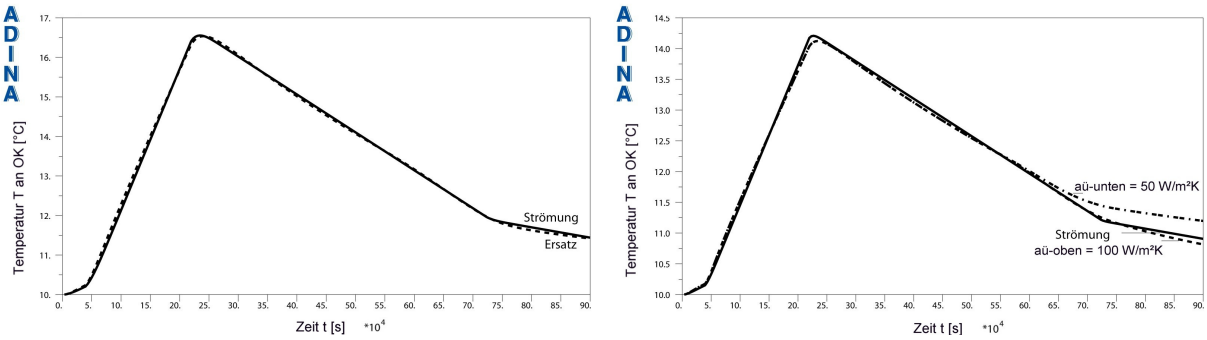


Abb. 5.39e,f Temperaturvergleich bei v=50/100 m/d (n = -2,25 bzw. -2,20)

5.4.6 Näherungsverfahren für Grundwasserströmung mit instationärer Ersatz-Wärmeleitfähigkeit

Betrachtet man die Temperaturverläufe über die bislang auf 250 Stunden begrenzte Zeitspanne hinaus, z. B. bis 28 Tage (672 h), so würde die Ermittlung der Ersatzleitfähigkeit gem. Gl. 5.26 dann an ihre Grenze stoßen, wenn die Temperatur im „Strömungssystem“ nahe auf den Wert von T_0 absinkt: Nu würde dann unendlich groß. Dies ist jedoch auch auf den gewählten „Standard“-q-Verlauf (Abb. 5.26) zurückzuführen, welcher aufgrund der beendeten Wärmezufuhr ab 400h einen Temperaturabfall auf T_0, abhängig von der Strömungsgeschwindigkeit, ermöglicht und somit ggf. nicht genügend realistisch ist. Deshalb soll im folgenden versucht werden, dieses mathematische Problem zu umgehen.
Abb. 5.40 zeigt die in Abb. 5.39 zugrundeliegenden λ-Verläufe in logarithmischer Darstellung, wobei die genauen Verläufe in Tabellenform Anhang A5/2 entnommen werden können.

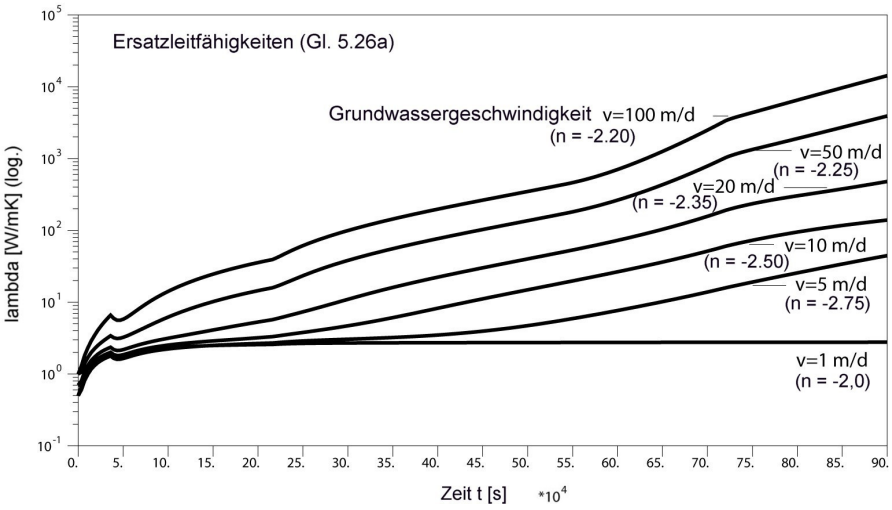


Abb. 5.40 λ-Verläufe (logarithmisch) nach Exponentenoptimierung für verschiedene Grundwassergeschwindigkeiten

Dabei zeigt sich, dass hier möglicherweise ein Näherungsverfahren mit Geraden für log($\lambda(t)$) zum Ziel führt (Abb. 5.41), welches im folgenden getestet wurde.
Diese Näherungsgeraden der Form $\log(\lambda_{ers}) = a + b \cdot t$ wurden mit $a = 0{,}80 \cdot v_{gw} / 100$ so definiert, dass der Wert λ_{250} = (λ_{ers} bei t = 250h bzw. 900000s) mit dem der Kurven in Abb. 5.40 übereinstimmt.
Die Zusammenhänge für die maßgebenden Parameter von Ersatzleitfähigkeit nach Gl. 5.26a (Exponent n) sowie für die Näherungsgeraden (a, λ_{250}) mit der Grundwassergeschwindigkeit zeigt zusammenfassend Abb. 5.42. Daraus können bei bekannter Fliessgeschwindigkeit graphisch die Parameter der Näherungsgerade bestimmt werden.
Vergleicht man nun die Temperaturverläufe für Ersatzleitfähigkeit sowie Näherung am Ersatzsystem mit denjenigen am Strömungssystem (analog Abb. 5.39), erkennt man die relativ gute Brauchbarkeit dieser einfachen Näherung für Geschwindigkeiten ab 10m/d (Abb. 5.43).

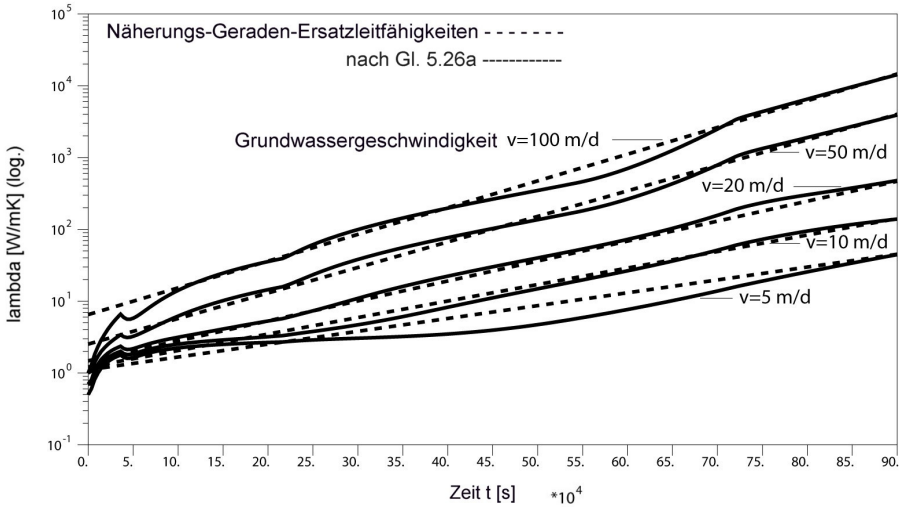


Abb. 5.41 Näherungsgeraden (log) für die Ersatzleitfähigkeiten

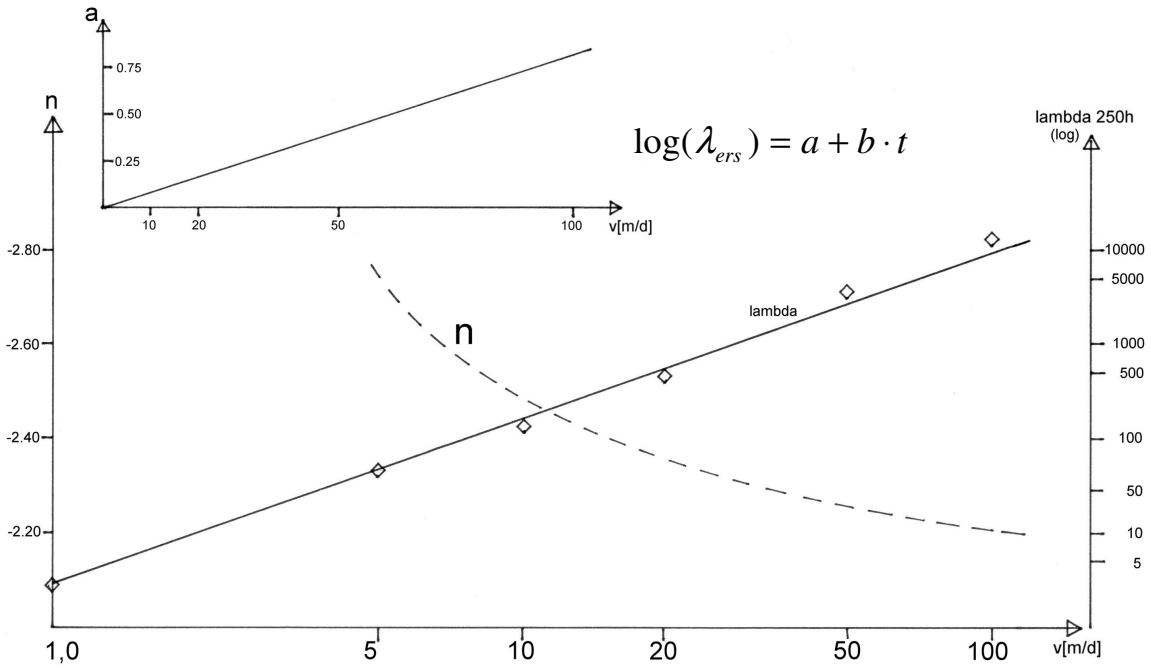


Abb. 5.42 Zusammenhang von Exponent n, λ_{250h} (Ersatzsystem) sowie Konstante a (für Näherung) mit der Grundwassergeschwindigkeit v_{GW}

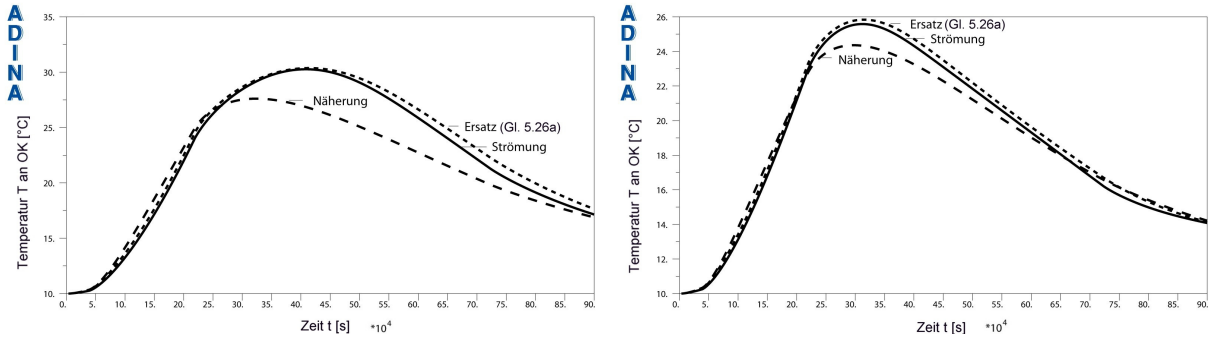


Abb. 5.43a,b Temperaturvergleich und Näherung bei v_{GW} = 5,0/10,0 m/d

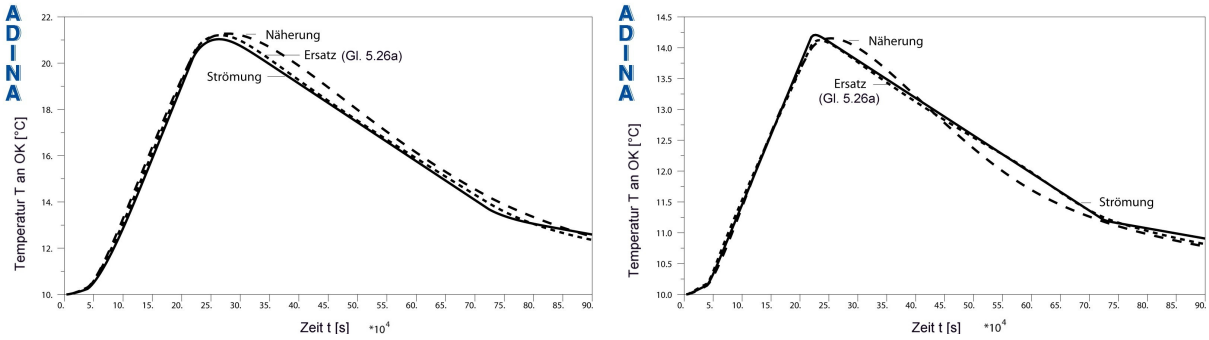


Abb. 5.43c,d Temperaturvergleich und Näherung bei v_{GW} *= 20/100 m/d*

Werden im nächsten Schritt die Ersatzleitfähigkeiten in ein „Gesamtsystem“ mit Betonsohle und Baugrubenwasser (s. Abb. 5.26) sowie iterativer Ermittlung der „realen“ Wärmeabgabe des Betons gem. Kap. 3 (also nicht unter Verwendung der „Standardwärmeabgabe“ nach Abb. 5.26) eingeführt, können die Temperaturen und Spannungen von Ersatzleitfähigkeit (Gl. 5.26a) und Näherung am eindimensionalen, strömungslosen Gesamtsystem verglichen werden (s. Anhang A5/3).
Es zeigt sich dabei, dass am „Gesamtsystem“ mit der Näherung eine noch bessere Übereinstimmung mit dem vergleichsweise komplizierten λ-Verlauf nach Gl. 5.26a erreicht wird als am „Ersatzsystem“. Grund dafür ist wohl der harmonischere q(t)-Verlauf der „realen“ Wärmeabgabe gegenüber der „Standardkurve“ im Ersatzsystem. Da auch die Absolutwerte von q davon abweichen, und hier nicht die Temperaturen an Sohlenunterkante, sondern in der unteren spannungsrelevanten Lamelle des Betons aufgetragen sind, ergeben sich dabei auch etwas andere (höhere) Temperaturen als in Abb. 5.39/ 5.43.
Bemerkenswert gut stimmen daher auch die Spannungsverläufe von Näherung und Ersatzleitfähigkeit im unteren Sohlenbereich überein (s. Anhang A5/3).
Dehnt man mit diesem Näherungsverfahren das untersuchte Zeitintervall auf die schon vorher erwähnten 672h (28 Tage) aus, erkennt man (s. Anhang A5/3), dass abgesehen von den Abweichungen, die ab ~400h auftreten, auch für die Zeit bis zu 28 Tagen brauchbare Resultate erzielt werden. Dabei wurden die mit „Ersatz“ bezeichneten Kurven ab Eintreten des mathematischen Falles Nu = unendlich (Gl. 5.26) mit einem konstant bleibenden Nu-Wert weitergeführt. Die Temperaturen stimmen dabei ab etwa 250h mit der Näherungslösung gut überein.
Was die erwähnten Abweichungen betrifft, wird dieses Problem im nächsten Unterpunkt bei realistischeren q-Verläufen noch relativiert und entschärft.

5.4.7 Variation der Standard-Wärmeabgabe q(t)

Während für die Ermittlung der Ersatzwärmeleitfähigkeiten im stationären Fall (Gl. 5.25) die Höhe der Wärmeabgabe q (= const.) keinerlei Einfluss auf den Wert von Nu hatte, wurde im Abschnitt 5.4.4 eine „Standardwärmeabgabe“ definiert, deren Verlauf den bisherigen Berechnungen am Ersatzsystem zugrunde lag, und die ihrerseits auf konstanten zeitunabhängigen Nu-Werten basierte. Wie in Abb. 5.26 zu sehen, deckt diese frei definierte Kurve nicht alle Fälle (unterschiedliche Grundwasserfließgeschwindigkeiten und Sohlendicken, aber auch abweichende Betonrezepturen) gleich gut ab. Deshalb wird im folgenden untersucht, ob und wie sich veränderte q-Verläufe letztlich auf die erhaltenen λ-Werte auswirken.

Zunächst stellt man fest, dass sich der q-Verlauf, den man jetzt am „Gesamtsystem“ unter Ansatz der instationären Wärmeleitfähigkeits-Verläufe aus Kap. 5.4.6 erhält, von den Verläufen in Abb. 5.26 etwas unterscheidet, insbesondere im Verlauf nach dem Maximalwert, wo sich durch die ansteigenden Nu-Werte ein fülligerer Verlauf einstellt (Abb. 5.44).
Auf Grundlage dieser Verläufe werden für die drei dargestellten Fälle neue „Standard“-q-Verläufe definiert, die neben den etwas veränderten Absolutwerten auch einen weicheren Verlauf, insbesondere über 250h hinaus, beschreiben (Abb. 5.45 und Anhang A5/4). Dabei wurde der Nullwert von q bei 800h festgelegt. Der asymptotische Verlauf der Berechnung scheint hier nicht mehr realistisch. Verläufe für v_{GW} = 5, 20 und 50 m/d (bei d =1,20m) wurden interpoliert.

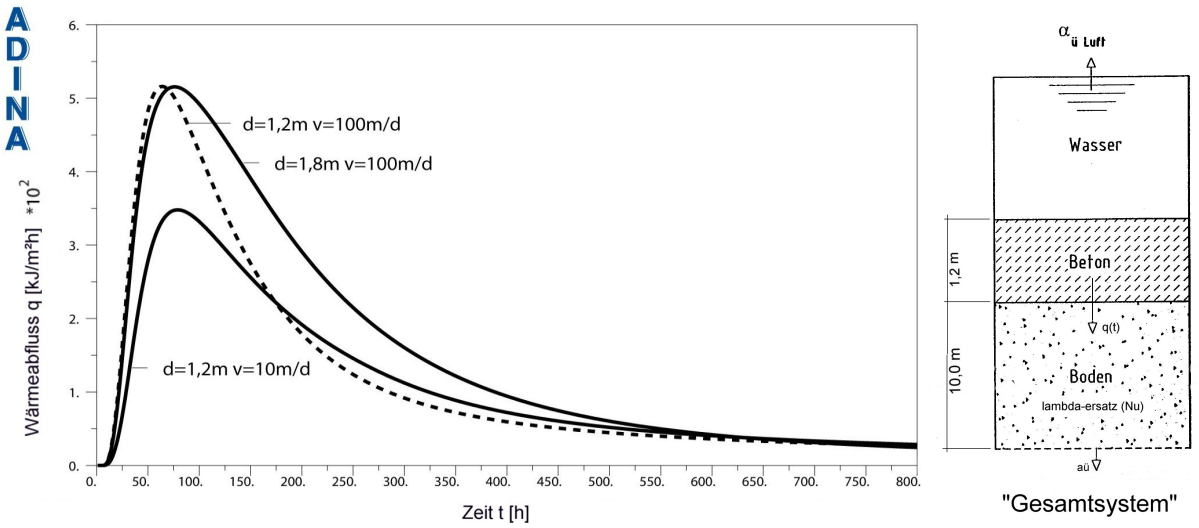


Abb. 5.44 Wärmeabgabe am Gesamtsystem für verschiedene v_{GW} und 1,2/1,8m Plattendicke

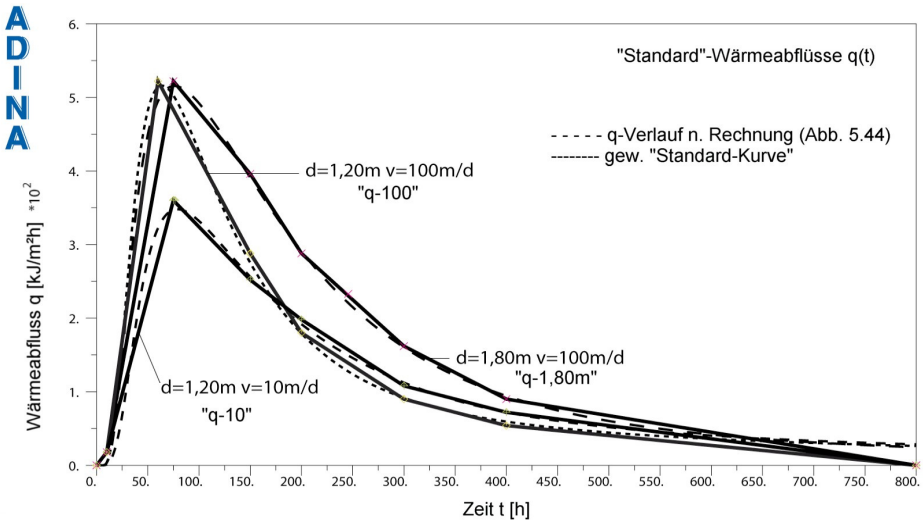


Abb. 5.45 Verbesserte q-Standardkurven für die q-Verläufe in Abb. 5.44

Mit diesen verbesserten „Standard“-q-Verläufen als Grundlage erhält man mit der gleichen Vorgehensweise und gleichen Exponenten n wie unter 5.4.5, entsprechende verbesserte λ-Ersatz-Verläufe, die sich vor allem ab etwa 150h durch geringere Werte von denen in Abschn. 5.4.6 unterscheiden (Abb. 5.46 und Anhang A5/2). Die veränderten q-Verläufe gehen dabei

sowohl in die Temperaturberechnung des „Strömungssystems“ als auch in die des „Ersatzsystems“ ein. Im Gegensatz zur ursprünglichen q-Standardkurve ist nun auch eine Berechnung bis zum Zeitpunkt von 28 Tagen problemlos möglich (Abb. 5.47).
Den relativ geringen Unterschied der Nu-Werte zur dickeren Platte mit d =1,80m zeigt Abb. 5.48. Setzt man bei der Spannungsberechnung einer 1,80m dicken Sohlplatte (hier für v =100m/d) anstatt der „zugehörigen“ Ersatzleitfähigkeiten für 1,80m die der 1,20m-Platte ein, ergibt sich ein nur sehr geringer Fehler (Abb. 5.49).
Daher kann die Plattendicke für die Ermittlung der Ersatzleitfähigkeiten bei Grundwasserströmung i. a. unberücksichtigt bleiben.

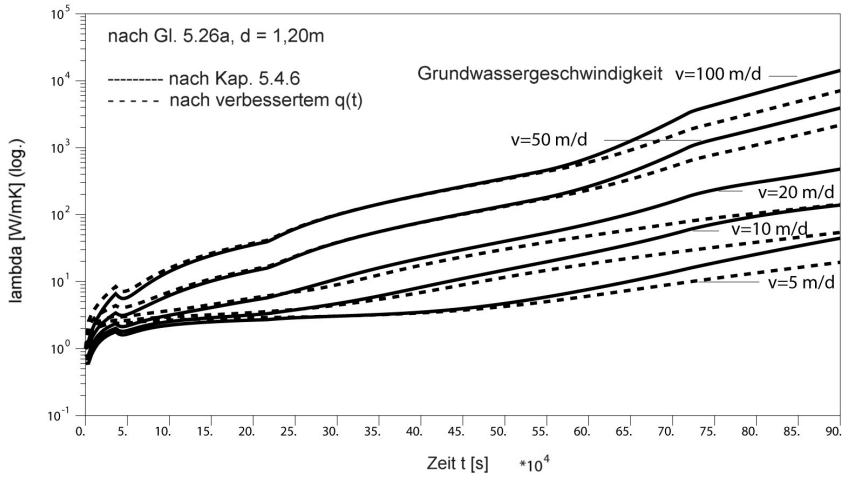


Abb. 5.46 Vergleich der λ-Ersatz-Verläufe aus ursprüngl. und „verbesserten“ q-Verläufen

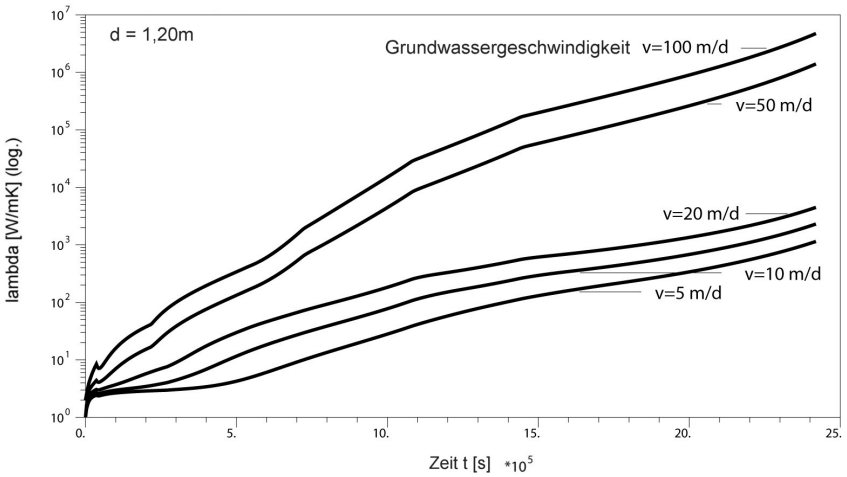


Abb. 5.47 λ-Ersatz-Verläufe bis t=28 Tage bei „verbesserten“ q(t)-Verläufen und 1,20m Sohlendicke

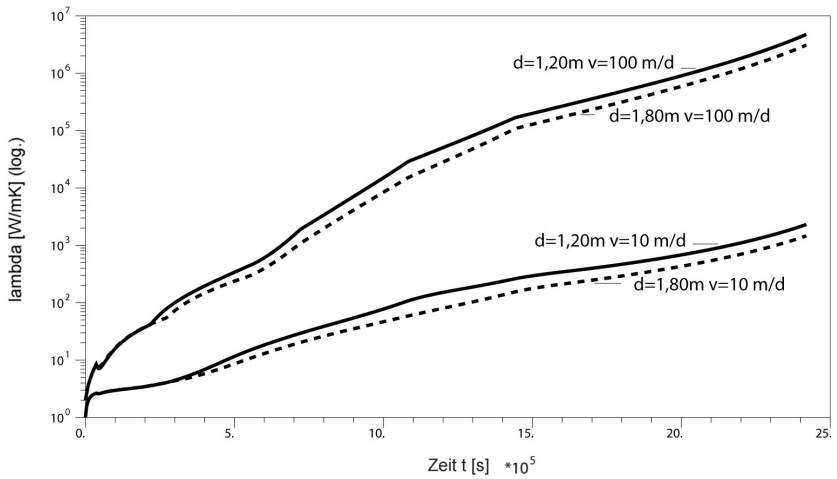


Abb. 5.48 Vergleich der λ-Ersatz-Verläufe bis t=28 Tage bei „verbesserten" q(t)-Verläufen für 1,2 und 1,8 m Sohlendicke

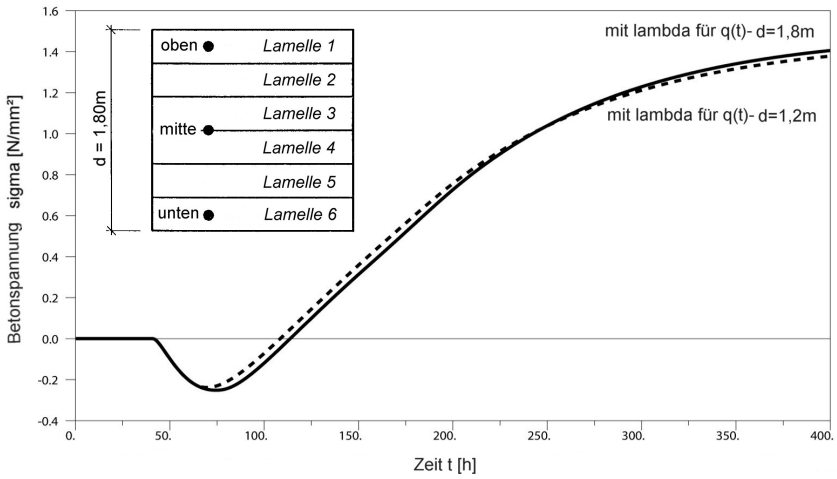


Abb. 5.49 Vergleich der Spannung an Sohlenunterseite (d=1,80m und v=100m/d) bei λ für 1,8m und 1,2m Sohlendicke

Der erneute Temperaturvergleich (analog Abb. 5.39) zeigt eine ähnlich gute Übereinstimmung (Abb. 5.50), die beweist, dass das Verfahren von Abschnitt 5.4.5 als unabhängig vom q(t)-Verlauf betrachtet werden kann. Jedoch handelt es sich prinzipiell um eine Iterationsaufgabe, da die neuen, verbesserten Ersatzleitfähigkeiten wiederum strenggenommen einen abweichenden Wärmefluss verursachen, der jedoch in Anbetracht der Genauigkeit, mit der für praktische Betrachtungen die Grundwasser-Fließgeschwindigkeit angegeben werden kann, nur eine untergeordnete Rolle spielt. Aber auch veränderte Betonrezepturen (s. Kap. 8) können eine weitere Anpassung der Ersatzleitfähigkeiten notwendig machen.

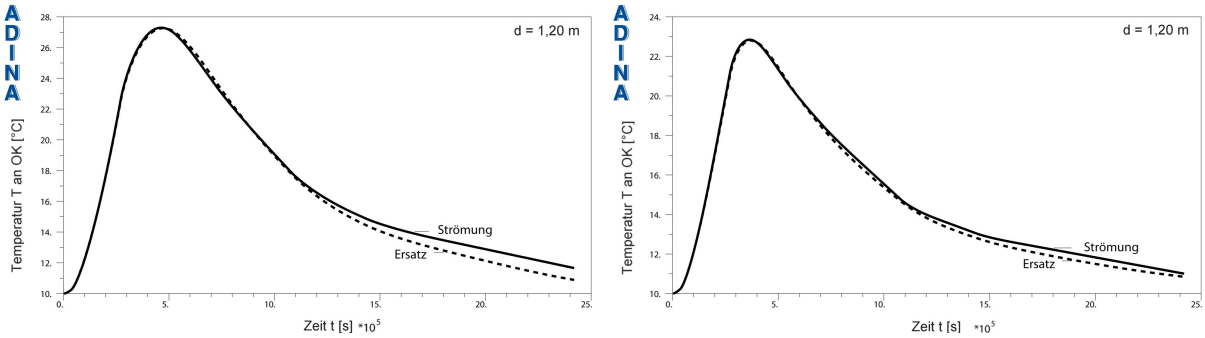


Abb. 5.50a,b Temperaturvergleich „Strömungs"-„Ersatz"-System für v_{GW} *= 5/10 m/d (n= -2,75 bzw. -2,5)*

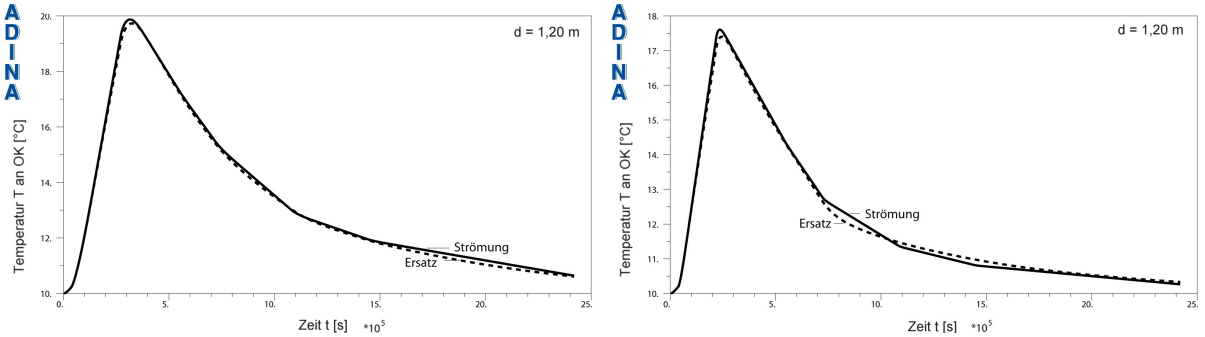


Abb. 5.50c,d Temperaturvergleich für v_{GW} *= 20/50 m/d (n= -2,35 bzw. -2,25)*

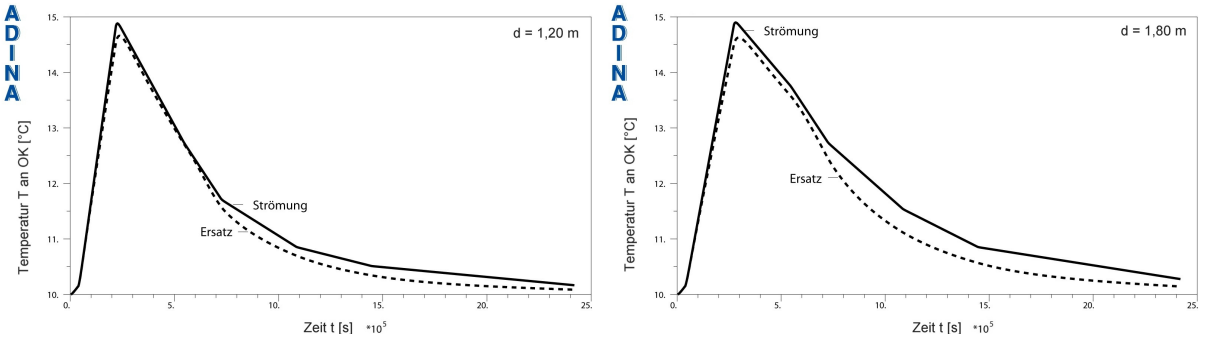


Abb. 5.50e,f Temperaturvergleich für v_{GW} *= 100 m/d (n= -2,2), d= 1,20 bzw. 1,80 m*

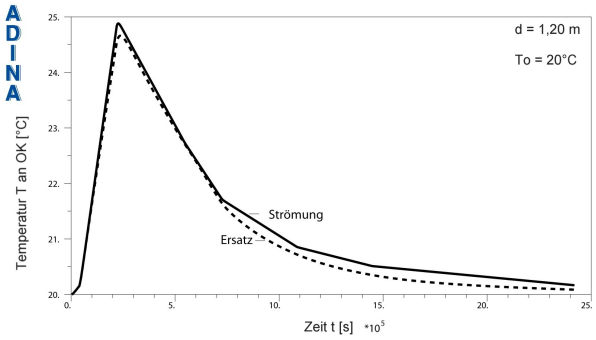


Abb. 5.51 Temperaturvergleich bei 20°C Bodentemperatur für v_{GW} *= 100m/d und identischen Ersatzleitfähigkeiten wie in Abb. 5.50e angesetzt*

Eine weitere Fragestellung ergibt sich im Hinblick auf die Frischbetontemperatur der Unterwasserbetonsohle. Für die bisherigen Untersuchungen wurde bei der Findung der anzusetzenden q(t)-Verläufe von einer Anfangs-Betontemperatur von +10°C, die den übrigen Umgebungstemperaturen im Boden und Grundwasser entsprach, ausgegangen. Dies lieferte Wärmeströme q, die ausschließlich auf der Wärmefreisetzung des Betons beruhten und erst ab einer gewissen Zeit einsetzten.
Weicht jedoch die Frischbetontemperatur von der des Bodens unter Wasser ab, setzt einerseits unmittelbar ein Wärmestrom ein, der durch den Temperaturunterschied ausgelöst wird und der bei kälterem Frischbeton auch nach „oben“ gerichtet sein kann. Andererseits läuft die Zementhydratation bei veränderter Starttemperatur entsprechend schneller oder langsamer ab (s. Kap. 3) und beeinflusst damit die Wärmeabgabe an den Boden. Einen Vergleich der Wärmeentwicklung für unterschiedliche Frischbetontemperaturen (pro m³) sowie der zugehörigen Wärmeabgabe q(t) pro m² an der Unterseite für v_{GW} = 100m/d zeigen die Abb. 5.52a,b.

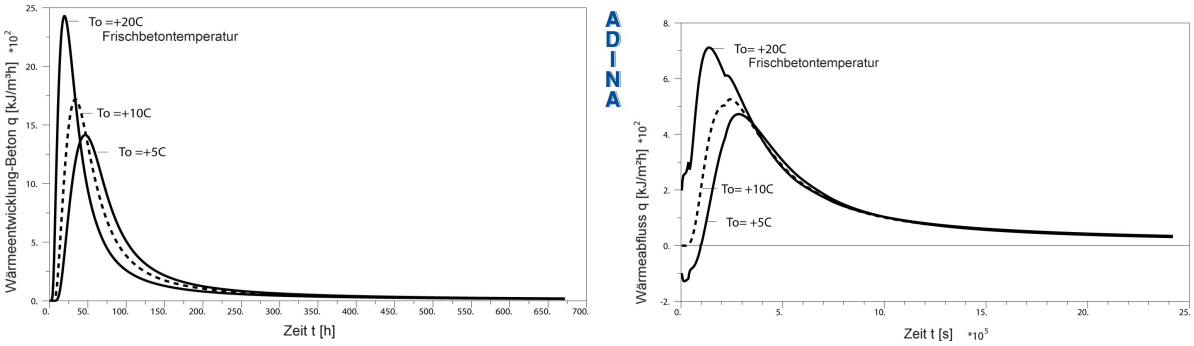


Abb. 5.52a,b Wärmeentwicklung bzw. Wärmeabgabe q(t) bei div. Frischbeton-Temperaturen

Dabei erkennt man in Abb. 5.52b den anfänglich entgegengesetzt gerichteten, negativen Wärmestrom zum 5K kälteren Beton hin, aber auch, dass sich die q(t)-Verläufe ab etwa 100h nicht mehr relevant unterscheiden (die Unstetigkeit bei 60h entsteht durch Unstetigkeiten beim angesetzten Nu-Verlauf). Die sich daraus ergebenden Ersatzleitfähigkeiten gem. Gl. 5.26a (Abb. 5.52c) zeigen daher keine großen Unterschiede, jedoch kann man demnach von einem Anstieg der Nu-Werte mit der Frischbetontemperatur in der Größenordnung von etwa 1 bis 3% pro 1K, und umgekehrt, ausgehen.

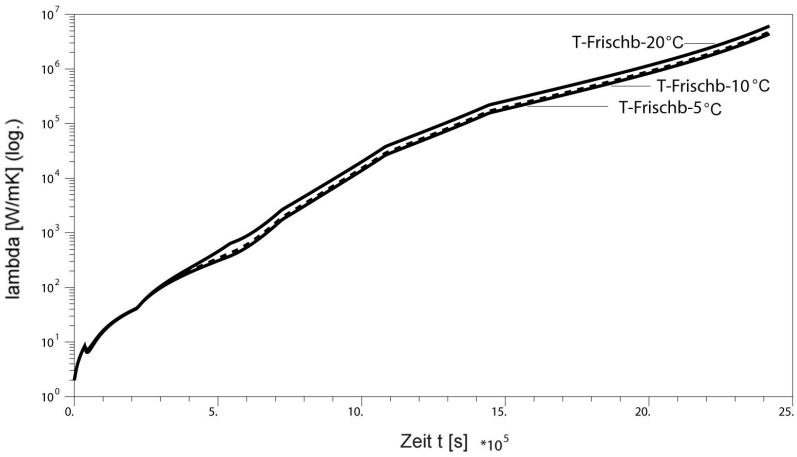


Abb. 5.52c Vergleich der Ersatzleitfähigkeiten bei unterschiedl. Frischbeton-Temperaturen

Im Anhang A5/5 ist die wiederum sehr gute Übereinstimmung der Temperaturverläufe (zwischen Strömungs- und Ersatzsystem) für v_{GW} = 100 und 10m/d dokumentiert, ebenso die zugrundeliegenden Wärmeströme und Ersatzleitfähigkeiten für 10m/d Strömungsgeschwindigkeit.
Auch wird gezeigt, dass (beispielhaft für den Fall v_{GW} = 100m/d) die Annahme der Wärmeleitfähigkeiten für 10°C Frischbetontemperatur bei tatsächlich vorliegenden +5 bzw. +20°C nur sehr geringe Temperaturabweichungen im Ersatzsystem bewirkt.
Schließlich sei an dieser Stelle noch erwähnt, dass die gezeigten Verfahren mit Ersatzleitfähigkeiten, sowie Näherungen derselben, in gleicher Weise bei anderen Grundwassertemperaturen als +10°C gültig sind, wenn q(t) sich dadurch nicht stark ändert und die Wärmekapazität des Bodens als temperaturunabhängig angenommen wird. Dies zeigt exemplarisch auch Abb. 5.51: Die Temperaturen sind lediglich deckungsgleich um 10K nach oben verschoben.
Auch bei den „verbesserten“ λ-Verläufen (Abb. 5.47/5.48) bietet es sich wieder an, eine Näherung analog Abschnitt 5.4.6 mit Geraden (logarithmisch) einzuführen, die sich vordringlich am Intervall bis 250h orientiert (Abb. 5.53) und die für die niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten eine Anpassung vorsieht, die aus den Erfahrungen in Abb. 5.43a,b resultiert: Hier läuft die Gerade nicht mehr exakt durch den Wert bei 250h (900000s), wie es in Abb. 5.41 der Fall war.

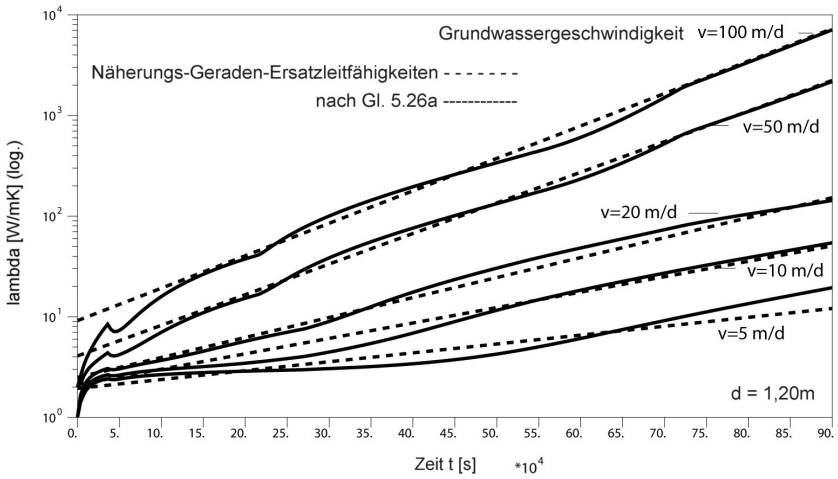


Abb. 5.53 Angepasste Näherungsgeraden (log) für die Ersatzleitfähigkeiten

Dafür muss auch der Zusammenhang im Diagramm (Abb. 5.42), das zur einfachen Bestimmung der Näherungsparameter dient, entsprechend angepasst werden: Für die Gleichung der Näherungsgeraden :

$\log(\lambda_{ers}) = a + b \cdot t$ gilt nun $a = 0{,}25 + 0{,}7 \cdot v_{GW} / 100$ (obere Linie in Abb. 5.54)
und für λ_{250h} die untere Gerade.
Somit kann der Näherungswert für λ auch geschlossen ausgedrückt werden als:

$$\log \lambda(v_{GW}, t) = 0{,}25 + 0{,}007 \cdot v_{GW} + (2{,}19 \cdot \log v_{GW} - 0{,}007 \cdot v_{GW} - 0{,}78) \cdot t / 250 \qquad \text{(Gl. 5.27)}$$

mit t [h] und v_{GW} [m/d]

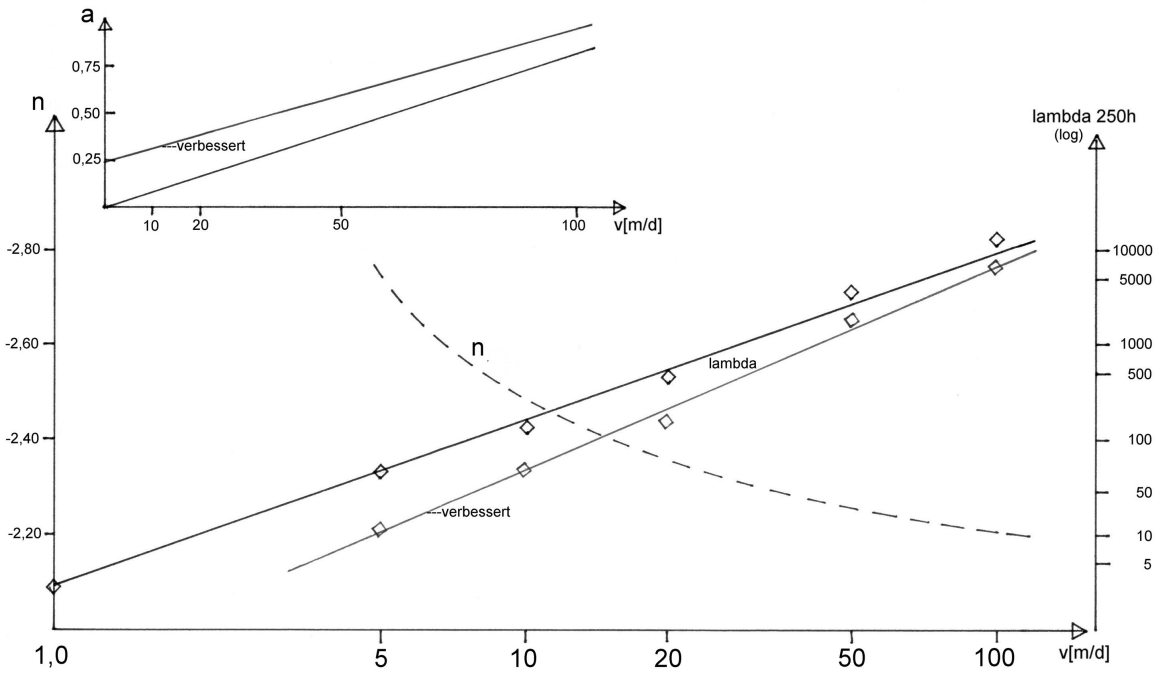


Abb. 5.54 Angepasster Zusammenhang von Exponent n, λ_{250h} (Ersatzsystem) sowie Konstante a (für Näherung) mit der Grundwassergeschwindigkeit v_{GW}

5.4.8 Einfluss abweichender Bodeneigenschaften

Für die bisherige Behandlung der Grundwasserströmung wurden ausschließlich die in Kap. 5.2 gefundenen thermischen Parameter des Bodens: λ = 2,7 W/mK (Wärmeleitfähigkeit für Nu =1,0), sowie C = 3000 kJ/Km³ (Wärmekapazität) angesetzt, da eine Variation derselben innerhalb der in der Praxis vorkommenden Grenzen ohne Grundwasserströmung nur zu sehr geringen Spannung- und Temperaturabweichungen führte. Ferner wurde eine einheitliche Porosität von 25% in den Strömungsberechnungen berücksichtigt.
Für den Fall des fließenden Grundwassers und den dabei auftretenden hohen Nu-Werten stellt sich aber die Frage, ob auch hier die Einflüsse noch zu vernachlässigen sind.
Was die Porosität n betrifft, besteht hier kein Problem, da die behandelten Grundwassergeschwindigkeiten v als Filtergeschwindigkeiten definiert und daher von der Porosität unabhängig sind. Die Tatsache, dass eine höhere Porosität in Wirklichkeit einen höheren Wasserdurchfluss zur Folge hat, bedeutet lediglich, dass dann in situ ein höheres v gemessen oder prognostiziert würde und auch entsprechend in die Berechnung einfließt. Einzig die Mittelwerte der Wärmeleitfähigkeit und der Wärmekapazität ändern sich dadurch etwas.
Daher ist es hier ausreichend, unter Vernachlässigung der leicht variierenden Wärmekapazität eine vergleichende Betrachtung mit unterschiedlichen $\lambda_{Nu=1}$ des Bodens (entsprechend 5.2.1) von 1,5/2,7/3,5 W/mK anzustellen. Da bei v_{GW} = 100m/d die größten Nu-Werte auftreten, wird diese Grundwassergeschwindigkeit untersucht.
Wird so der λ-„Grundwert“ in allen Berechnungsschritten entsprechend geändert, erhält man die Ersatzwärmeleitfähigkeiten gem. Abb. 5.55, die nur geringe Unterschiede zeigen. Die Temperaturanpassung zwischen Strömungs- und Ersatzsystem funktioniert ähnlich gut wie beim „Standardwert“ von λ= 2,7 W/mK (Abb. 5.56), wobei beim niedrigeren Wert λ=1,5 die Temperaturen erwartungsgemäß etwas höher ausfallen, und umgekehrt. Für die Nu-Werte gilt demnach das Umgekehrte.

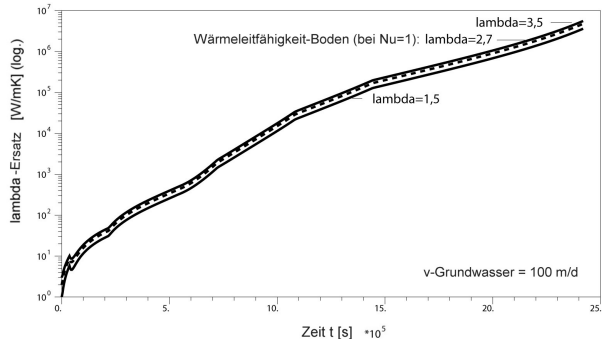


Abb. 5.55 Ersatzwärmeleitfähigkeit bei unterschiedlichem $\lambda_{Nu=1}$

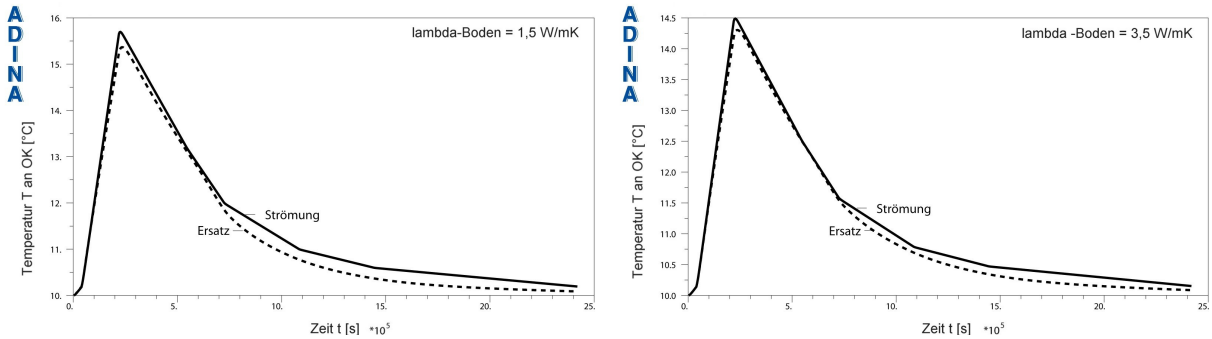


Abb. 5.56a,b Temperaturvergleich für $\lambda_{Nu=1}$ *= 1,5 und 3,5 W/mK*

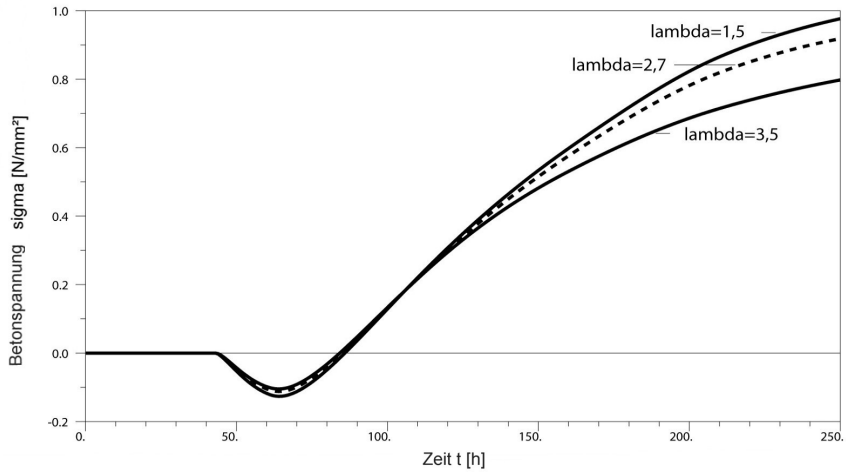


Abb. 5.57 Vergleich der Spannungen im unteren Sohlenbereich bei div. Bodenleitfähigkeiten

Vergleicht man aber die Betonspannung unten für die drei Böden, zeigt sich, dass es doch erkennbare Unterschiede gibt (Abb. 5.57).
Ist daher die Bodenwärmeleitfähigkeit $\lambda_{Nu=1}$ im praktischen Fall von vornherein bekannt, ergibt sich die Möglichkeit, die Ersatzwärmeleitfähigkeiten gem. Gl. 5.27 (die für $\lambda = 2{,}7$ gelten), einfach mit dem Faktor $\lambda_{Boden,Nu=1} / 2{,}7$ zu multiplizieren: Abb. 5.58 zeigt den nur noch geringen Unterschied zu den Werten, die sich bei einer Neuermittlung für $\lambda_{Nu=1}$ = 3,5 ergeben. (bei λ=1,5 ist der Unterschied noch geringer), und Abb. 5.59 den nun vernachlässigbaren Unterschied in den Spannungen.

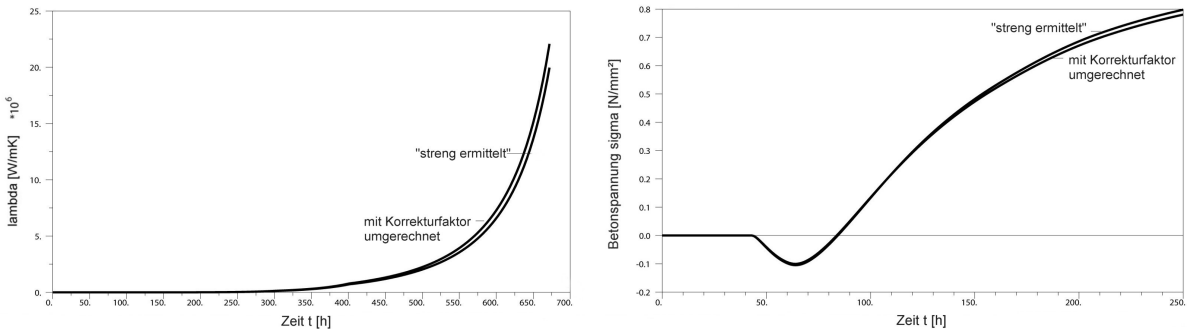


Abb. 5.58, 5.59 Unterschied der Ersatzleitfähigkeiten und der Spannungen unten für $\lambda_{Nu=1}$ =3,5 W/mK bei Neuermittlung von λ_{ersatz} und Näherung mit Korrekturfaktor

Es ist also bei abweichenden Bodenwärmeleitfähigkeiten möglich, durch eine einfache Korrektur mit dem konstanten Verhältnis-Faktor $\lambda_{Boden,Nu=1}$ / 2,7 die Ersatzleitfähigkeiten an die veränderten Verhältnisse anzupassen. Dann lautet Gl. 5.27 in allgemeiner Form: (Gl. 5.27a):

$$\log \lambda(v_{GW}, t) = \lambda_{Nu=1} / 2{,}7 \cdot (0{,}25 + 0{,}007 \cdot v_{GW} + (2{,}19 \cdot \log v_{GW} - 0{,}007 \cdot v_{GW} - 0{,}78) \cdot t / 250)$$

5.4.9 Einfluss der Tiefe der grundwasserführenden Schicht

Für die Betrachtungen ab Kap. 5.4.4 wurde stets eine modellierte grundwasserführende Bodentiefe von 10m zugrundegelegt. Dies war auch aufgrund der Erkenntnisse in Abs. 5.4.2 (s. Abb. 5.19a) gerechtfertigt, da dort gezeigt wurde, dass im stationären Fall, nach analytischer Lösung, erst ab einer geringeren Schichttiefe als ~2m eine Beeinflussung der Temperatur an der Sohlenunterkante durch die Höhe der durchströmten Bodentiefe H auftreten kann.
Die dort erhaltenen Nu-Werte (s. Abb. 5.23/5.24) waren aber andererseits deutlich von H abhängig.
Für den instationären Fall wurde daher untersucht, ob diese Zusammenhänge auch hier gelten. Was die Temperaturentwicklung im Strömungssystem betrifft, herrschen hier praktisch identische Verhältnisse: Bei geringen Strömungsgeschwindigkeiten v_{GW} =1m/d werden erst bei Schichtdicken von weniger als ~2m Unterschiede sichtbar, bei hohen v_{GW} (bis 100m/d) sind generell keine Einflüsse zu erkennen (Abb. 5.60, sowie Anhang A5/6).
Der Wärmeaustausch findet also bereits in der Grenzschicht an der Sohlenunterseite statt, umso konzentrierter je höher die Fliessgeschwindigkeit ist.
Eine theoretische Betrachtung, die auf einen Materialwert aus Kap. 5.2.2 zurückgreift, kann dies zusätzlich veranschaulichen: Dort wurde die sog. Temperaturleitfähigkeit eines Materials $\alpha = \lambda / C$ [m²/s] eingeführt, welche die dickenbezogene Temperatur-Eindringgeschwindigkeit eines Materials beschreibt. Setzt man hier diese (vertikal wirkend) ins Verhältnis mit der Grundwassergeschwindigkeit, welche quasi eine horizontale „Eindringgeschwindigkeit“ darstellt, ergibt sich für z.B. v_{GW} = 100m/d und H = 10m ein sehr kleines Verhältnis von :

$$\frac{2{,}70 W/mK}{3000 \cdot 10^3 J/Km^3 \cdot 10m} = 9 \cdot 10^{-8} m/s \quad \text{zu} \quad \frac{100 m/d}{24 \cdot 3600 s/d} = 1{,}15 \cdot 10^{-3} m/s$$

entsprechend etwa 1/13000. Erst bei v_{GW} = 1m/d und H = 1,0m (entsprechend 1/13) lässt sich ein nennenswerter Wärmeabtransport in die Vertikale des Bodenhalbraumes erahnen.

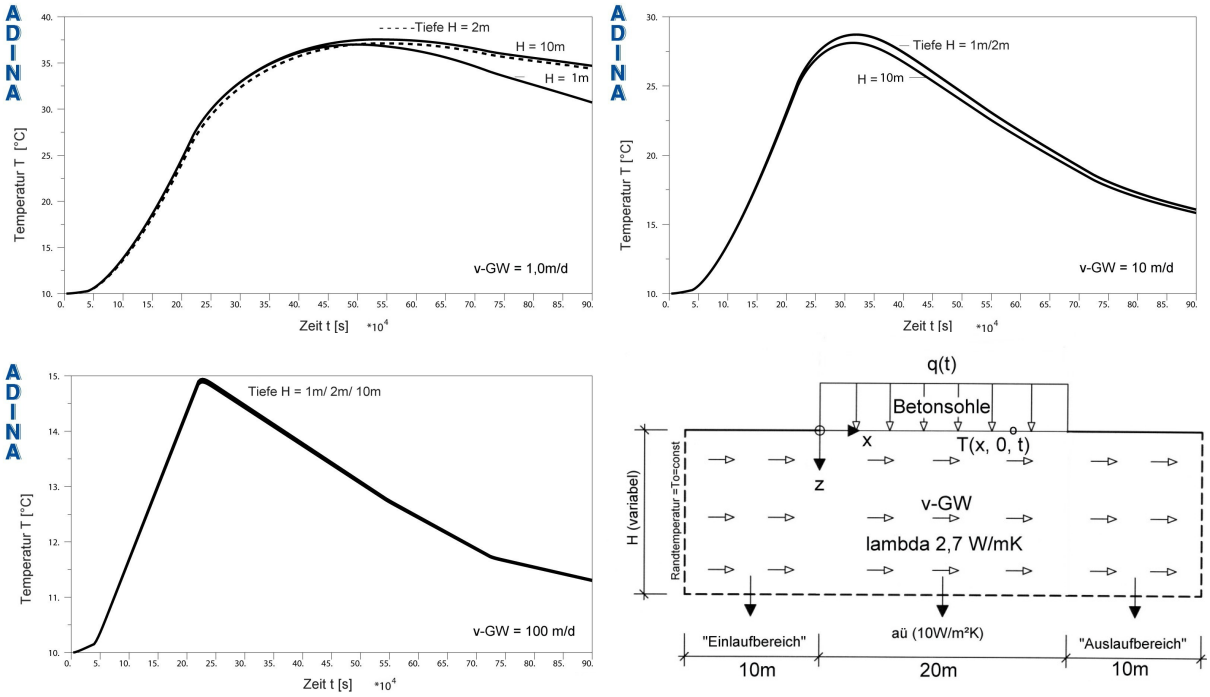


Abb. 5.60a,b,c Temperaturverläufe am Punkt des Maximums der Sohlenunterseite bei verschieden dicken grundwasserführenden Schichten für v_{GW} =1,0/10/100 m/d im „Strömungssystem“

Daraus folgt bereits, dass die in Abschnitt 5.4.5 bis 5.4.8 hergeleiteten Ersatzwärmeleitfähigkeiten für alle (sehr geringe Tiefen unter etwa 2m ausgenommen) Dicken H der grundwasserführenden Bodenschicht angewandt werden können, wenn stets das „Ersatzsystem“ mit der Bodentiefe von 10m modelliert wird.

5.4.10 Horizontaler Temperaturverlauf entlang der Sohlenunterseite

Betrachtet man die Temperaturfelder im Boden, die sich bei Grundwasserströmung einstellen, erkennt man, dass die Temperatur entlang der Sohlenunterseite in Fliessrichtung nicht konstant ist (s. a Anhang A5/1). Dies erklärt sich ganz einfach aus der Tatsache, dass das Grundwasser entlang seines Weges laufend Wärme von der Sohlenunterseite aufnimmt und seine Temperatur dabei stetig ansteigt. Damit ist auch die Temperatur an der Sohlenunterseite entsprechend höher. Am Anfang der Betonsohle, wo das Grundwasser seinen ersten Kontakt zum warmen Beton erhält, erwärmt es sich, je nach Fliessgeschwindigkeit, nur unwesentlich über seine ursprüngliche „ungestörte“ Anfangstemperatur (~ +10°C) und verhindert so in diesem Anfangsbereich auch eine stärkere Erwärmung des Betons an der Unterkante (Abb. 5.61).
Dabei zeigt sich bei hohen Geschwindigkeiten (Abb. 5.61d), dass der Maximalwert nicht grundsätzlich, in Strömungsrichtung gesehen, am Ende der Betonsohle auftritt, sondern sich etwas vorher einstellt. Dieser Effekt wird von der Wärmeleitfähigkeit des Bodens in horizontaler Richtung verursacht, und tritt daher bei der vereinfachten analytischen (stationären) Betrachtung (Abschn. 5.4.2) nicht auf.

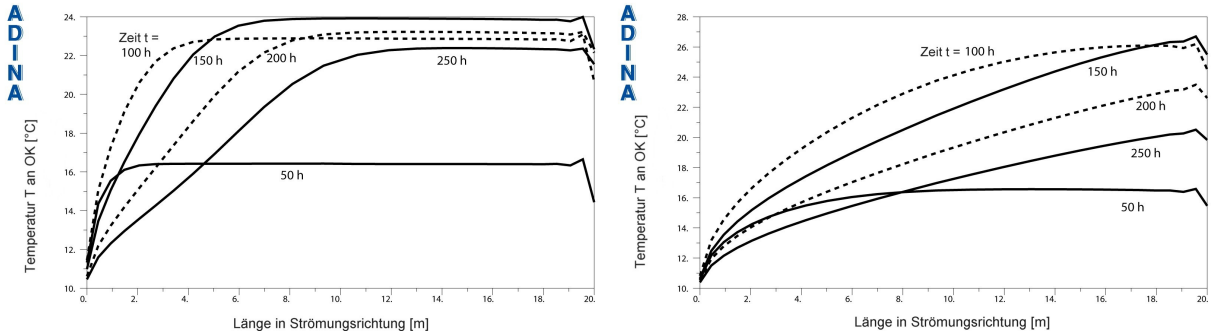


Abb. 5.61a,b Temperaturverlauf entlang der Sohlenunterkante im „Strömungssystem“ über 20m Länge zu verschiedenen Zeitpunkten für v_{GW} = 1,0 bzw. 5,0m/d

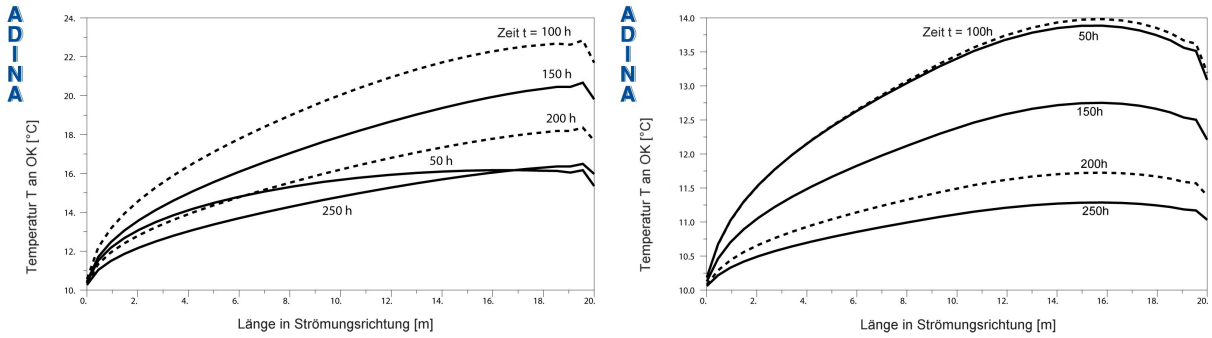
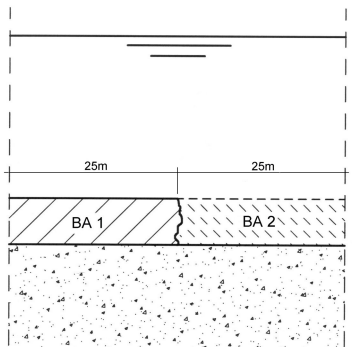


Abb. 5.61c,d Temperaturverlauf entlang der Sohlenunterkante im „Strömungssystem“ über 20m Länge zu verschiedenen Zeitpunkten für v_{GW} = 10 bzw. 100m/d

Dies bedeutet jedoch nicht, dass der Maximalwert der Temperatur immer nach spätestens 20m Strömungsweg auftritt, sondern er verlagert sich mit länger werdenden Sohlplatten immer, in Strömungsrichtung, zu deren Ende hin, mit der Folge, dass dort auch die Temperaturen weiter, jedoch mit asymptotischen Verlauf, ansteigen.



Aus praktischer Sicht ist dabei jedoch zu bedenken, dass es bei größeren Plattenlängen herstellungsbedingt eine zeitliche Verzögerung des Betonalters und somit auch der Wärmeentwicklung in Betonierrichtung geben wird. Das bedeutet, dass der Wärmenachschub vom im Fliessrichtung am Anfang liegenden Beton je nach Betonierrichtung für den weiter hinten liegenden etwas stärker oder schwächer ausfallen wird.
Als Beispiel für zwei mit einem zeitlichen Unterschied von 24h hergestellte, 25m lange Betonierabschnitte wird dieser Effekt in Abb. 5.62 dargestellt:

Es zeigt sich, dass bei zwei Betonierabschnitten der Einfluss eines Zeitversatzes von 24h auf den Temperaturverlauf nicht sehr groß ist, dass sich aber deutliche Unterschiede ergeben, wenn insgesamt nur 25 oder aber 50m in Fliessrichtung betoniert werden.
Für den Ansatz der in den vorausgegangen Abschnitten ermittelten Ersatzwärmeleitfähigkeiten bedeutet dies, dass über die Länge einer Betonsohle, die innerhalb einer Zeit von wenigen Tagen betoniert wird, in Fliessrichtung gesehen, ortsabhängige variable Bodenleitfähigkeits-

Verläufe angesetzt werden müssten. Und zwar immer ausgehend von extrem hohen Werten, die eine ständige Temperatur von annähernd T_o (= +10°C) erzeugen, bis hin zum Verlauf des Wertes gem. Gl. 5.27a, der wiederum nur für eine Betonierlänge von 20m, wie ursprünglich gewählt, gelten würde (s.a. Anhang A5/7).

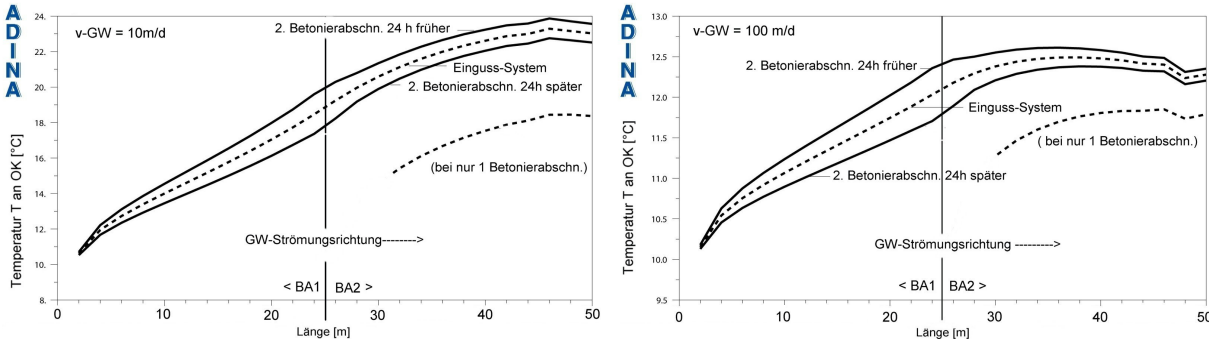


*Abb. 5.62a,b Auswirkung eines zeit. Unterschieds von 24h bei 2 Betonierabschnitten für v_{GW} =10 bzw. 100 m/d im Vergleich mit einer Betonage in einem Guss (t=250h ab Betonage des **2. BA**)*

Was den kalten Extremwert betrifft, zeigt eine Spannungsermittlung für konstant +10°C an der Sohlenunterseite, dass sich hier im Vergleich zu „wärmeren" Bereichen (z.B. max. Stelle bei v_{GW} = 100m/d) eine deutlich niedrigere behinderte Zugspannung einstellt, als bei allen anderen bisherigen Fällen (s.a. Anhang A5/3). Es kann also an den „Anfangsstellen" von den günstigsten Bedingungen im Hinblick auf eine Rissbildung ausgegangen werden (Abb. 5.63).
An der „Maximalstelle" ist dagegen die Länge in Strömungsrichtung zu berücksichtigen: die Nu-Werte gem. Gl. 5.27a gelten für Längen von etwa 20m und können bei Längen von 50m und mehr die Werte für die nächst niedrigere Grundwassergeschwindigkeits-Stufe (Abb. 5.53) erreichen. Bei bekannter Länge in Strömungsrichtung kann der Wert der „Maximalstelle", mit entsprechendem Aufwand, selbstverständlich auch genauer bestimmt werden, was allerdings nur bei relativ genauer Kenntnis der vorhandenen Grundwassergeschwindigkeit sinnvoll sein kann. Die dadurch gegebene Bandbreite der Ersatzleitfähigkeiten ist letztlich die Grundlage zur Abschätzung der Spannungsverläufe in der Sohlplatte. Dabei wird in der Regel die „wärmere" Seite die ungünstigeren Spannungen liefern, weshalb alle kälteren Bereiche weniger interessant sind. Außerdem lässt ein Vergleich der Spannungen in Anhang A5/3 vermuten, dass es, zumindest für jeweils eine bestimmte Konstellation aus Betonrezeptur und äußeren Temperaturbedingungen, eine ungünstigste Fliessgeschwindigkeit zwischen 0 und 100m/d gibt.

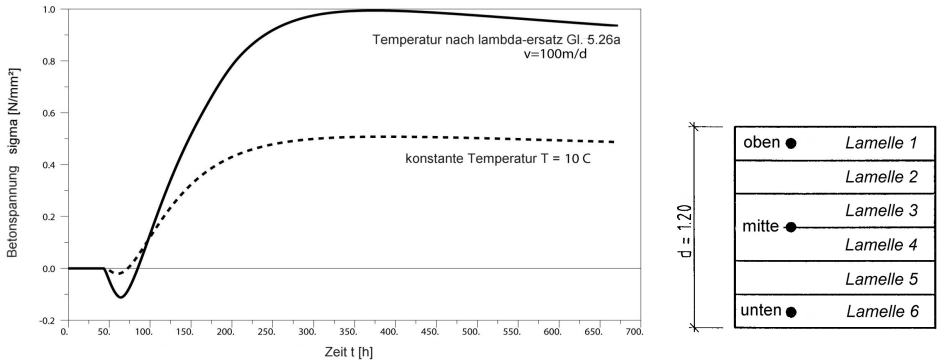


Abb. 5.63 Vergleich der Zugspannungen im Sohlenbereich („unten") am Extremfall des „Sohlenanfangs" und im Bereich der Maximaltemperatur

5.5 Zusammenfassung

Der grundwassergesättigte Boden unter der Unterwasserbetonsohle stellt eine wesentliche thermische Randbedingung für die Temperatur- und Spannungsentwicklung im jungen Sohlenbeton dar. Anhand einer Literaturrecherche wurde die mögliche Bandbreite der thermischen Parameter der zu erwartenden Böden im Grundwasser eingegrenzt, sowie die nur geringe Auswirkung von deren Streuungen auf die Temperatur- und Spannungsentwicklung nachgewiesen. Daher kann für den Fall des nichtströmenden Grundwassers von einer Bodenwärmeleitfähigkeit $\lambda_{Boden} = 2{,}7 W/mK$ sowie einer Wärmekapazität $C_{Boden} = 3000 kJ/m^3K$ ausgegangen werden.
Die vorhandene ungestörte Temperatur im Boden kann trotz periodischer Schwankungen im Tages- und Jahresverlauf in der hier relevanten Tiefe mit ~ +10°C angesetzt werden.
Schwieriger wird die Situation, wenn das Grundwasser in den Poren einer globalen Strömung unterliegt. Dabei ist gewöhnlich von Strömungsgeschwindigkeiten von 0 bis zu etwa 100m/d auszugehen.
Nach einer vereinfachten, stationären analytischen Betrachtung dieser Situation, die einen Einblick in die vorhandene Problematik sowie einen Vergleich mit anderen Ergebnissen in der Literatur und den Ergebnissen des hier verwendeten FEM-Strömungsprogramms ermöglicht, wird ein Verfahren mit Ersatzleitfähigkeiten am eindimensionalen strömungslosen „Ersatzsystem“ eingeführt, um die Komplexität zu entzerren und das System berechenbar zu machen.
Dabei zeigt sich, dass bei instationären Verhältnissen eine befriedigende Übereinstimmung nur mit ebenso instationären Ersatzleitfähigkeiten (in Form von Nusselt-Zahlen angegeben) zu erreichen ist, welche sich jedoch relativ einfach nach einem hierfür definierten Algorithmus bestimmen lassen.
Ohne nennenswerte Abweichungen in den Ergebnissen lässt sich schließlich eine Näherung (Gl. 5.27) angeben, die ohne explizite Behandlung des 2-dimensionalen Strömungsproblems die Ersatzleitfähigkeits-Verläufe in Form einer einfachen Geradengleichung, abhängig von der Grundwassergeschwindigkeit, liefert. Diese können direkt im standardisierten Wärmeleitungsmodell („Gesamtsystem“) berücksichtigt werden.
Dabei besteht eine weitgehende Unabhängigkeit von abweichenden Bodeneigenschaften und der Tiefe der grundwasserführenden Schicht. Als einzig problematischer Punkt bleibt die Abhängigkeit von der Entfernung der betrachteten Stelle (in Strömungsrichtung) vom Plattenanfang, die eine gewisse Bandbreite von Ersatzleitfähigkeiten bei gegebener Grundwassergeschwindigkeit bedingt und daher bei der eigentlichen Spannungsuntersuchung beachtet werden muss.

6 Der Wärmeabfluss an der Sohlenoberseite

6.1 Allgemeines zu den thermischen Randbedingungen

Der junge Sohlenbeton ist während seiner Erhärtungsphase auch an der Oberseite speziellen thermischen Randbedingungen ausgesetzt, die seine Wärmeabgabe an die Umgebung bestimmen. Dabei sind zwei grundsätzliche Fälle zu unterscheiden: Zunächst befindet sich mehrere Meter hoch Baugrubenwasser über der Sohlenoberseite, das ab einem bestimmten Zeitpunkt kontinuierlich abgepumpt wird. Danach ist die nasse Betonoberfläche der Umgebungsluft und ihren Witterungseinflüssen ausgesetzt, wobei hier insbesondere Verdunstungseffekte von thermischer Bedeutung sein können.
Wie schon in Kap. 5.1, bei den Randbedingungen an der Sohlenunterseite, für den Boden erörtert, kommen im Baugrubenwasser vor allem die Mechanismen der Wärmeleitung und der freien Konvektion, bei der gelenzten Baugrube zusätzlich Strahlung und Verdunstung zum Tragen. Auch hier könnte prinzipiell eine „Newton'sche" Wärmeübergangsbedingung (s. Gl. 5.1) angenommen werden, dies jedoch wiederum mit der Schwierigkeit der realistischen Abschätzung des Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ü}$ und der sich ggf. erhöhenden Umgebungstemperatur $T_{\infty}(t)$ im Wasser.
Wird das Baugrubenwasser mit den entsprechenden thermischen Parametern des Wassers explizit modelliert, wird diese Problematik umgangen. Zwar wird die Temperaturerhöhung des Wasservolumens aufgrund der hohen Wärmekapazität des Wassers gering ausfallen, doch ergibt sich an dieser Stelle ein besonderes, für den Wärmetransport sehr bedeutendes Phänomen, das ebenfalls eine Diskretisierung des Baugrubenwassers erfordert: die oben bereits angesprochene „freie Konvektion".
Diese entsteht in flüssigen oder gasförmigen Medien unter Schwerkrafteinwirkung immer dann, wenn das beteiligte Medium bei Temperaturänderung gleichzeitig eine Dichteänderung erfährt und sich dabei die weniger dichten Bereiche auf der der Schwerkraft zugewandten Seite ausbilden. Dies ist im Fall des von unten erwärmten Baugrubenwassers, im Gegensatz zum grundwassergesättigten Boden an der Unterseite der Sohle, gegeben. Die freie Konvektion bewirkt, dass das erwärmte Wasser unmittelbar über der Sohlenoberseite (sofern es mindestens +4°C warm ist) spezifisch leichter wird und im Wasserbecken nach oben steigen will. Kälteres Wasser strömt von oben nach, und es bildet sich im Idealfall eine Art Kreisströmung aus, die thermisch wie eine erzwungene Konvektion (ähnlich wie bei fließendem Grundwasser), aber mit unbekannter Geschwindigkeit und „Umlaufmenge", wirkt (Abb. 6.1).
Auch bei gelenzter Baugrube ist, neben Verdunstungseffekten des restlichen nicht abpumpbaren Wassers, der Wärmeübergang von freier Konvektion in der Umgebungsluft geprägt, dies ist jedoch in entsprechenden Wärmeübergangswerten (z.B. Gl. 5.11) mit einkalkuliert.

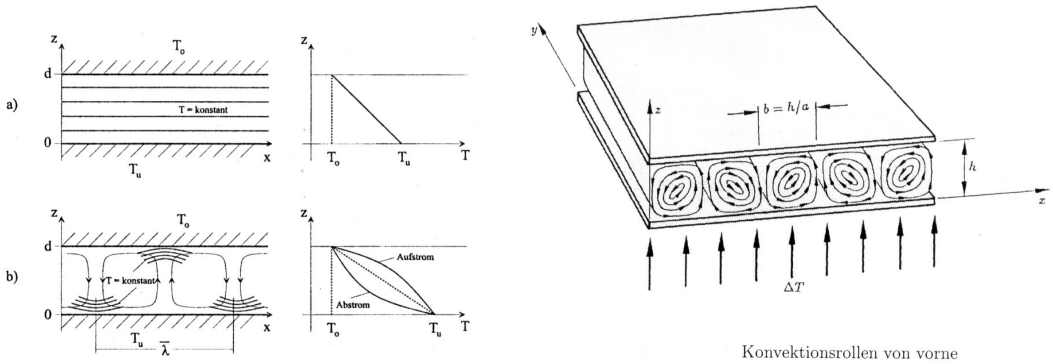


Abb. 6.1 Strömung und Temperaturverteilung bei reiner Wärmeleitung a) und freier Zellularkonvektion b), entnommen aus [121] und *[78]*

6.2 Thermische Materialparameter von Wasser

Im Gegensatz zum Boden, dessen Zusammensetzung innerhalb einer beträchtlichen Bandbreite schwanken kann, ist beim Baugrubenwasser von einem klar definierten einheitlichen Medium auszugehen, dessen thermische Parameter jedoch durchweg temperaturabhängig sind (Abb. 6.2).

Tabelle 1. Stoffwerte von Wasser beim Druck $p = 1$ bar. Im Gegensatz zu allen anderen Tabellenwerten wurden die Werte für den Temperaturbereich $\vartheta < 0$ °C (unterkühlte Flüssigkeit) mit der IAPWS-95 Formulation [1] berechnet

ϑ Temperatur
ρ Dichte
h spezifische Enthalpie
s spezifische Entropie
c_p spezifische isobare Wärmekapazität
β isobarer Volumenausdehnungskoeffizient
λ Wärmeleitfähigkeit
η dynamische Viskosität
ν kinematische Viskosität
a Temperaturleitfähigkeit
Pr Prandtl-Zahl

ϑ °C	ρ kg m^{-3}	h kJ kg^{-1}	s kJ kg^{-1} K^{-1}	c_p kJ kg^{-1} K^{-1}	β 10^{-3} K^{-1}	λ 10^{-3} W m^{-1} K^{-1}	η 10^{-6} kg m^{-1} s^{-1}	ν 10^{-6} m^2 s^{-1}	a 10^{-6} m^2 s^{-1}	Pr –
−30	983,83	−131,24	−0,50989	4,801	−1,4078	495,7	8653,0	8,795	0,1050	83,80
−25	989,60	−107,95	−0,41506	4,542	−0,9607	511,5	5961,3	6,024	0,1138	52,94
−20	993,57	−85,624	−0,32600	4,401	−0,6604	523,0	4361,9	4,390	0,1196	36,70
−15	996,30	−63,836	−0,24076	4,321	−0,4488	532,9	3338,0	3,350	0,1238	27,06
−14	996,73	−59,521	−0,22408	4,309	−0,4137	534,8	3178,1	3,188	0,1245	25,61
−13	997,13	−55,217	−0,20751	4,299	−0,3806	536,7	3029,8	3,038	0,1252	24,27
−12	997,49	−50,924	−0,19103	4,289	−0,3492	538,6	2892,0	2,899	0,1259	23,03
−11	997,82	−46,639	−0,17466	4,280	−0,3194	540,4	2763,8	2,770	0,1265	21,89
−10	998,13	−42,363	−0,15838	4,272	−0,2911	542,3	2644,2	2,649	0,1272	20,83
−9	998,40	−38,095	−0,14219	4,265	−0,2641	544,2	2532,6	2,537	0,1278	19,85
−8	998,66	−33,833	−0,12609	4,258	−0,2384	546,0	2428,2	2,432	0,1284	18,94
−7	998,88	−29,579	−0,11007	4,252	−0,2139	547,9	2330,5	2,333	0,1290	18,08
−6	999,08	−25,330	−0,09414	4,246	−0,1904	549,8	2238,8	2,241	0,1296	17,29
−5	999,26	−21,087	−0,07828	4,241	−0,1679	551,6	2152,7	2,154	0,1302	16,55
−4	999,42	−16,849	−0,06251	4,236	−0,1463	553,5	2071,7	2,073	0,1308	15,85
−3	999,55	−12,616	−0,04681	4,231	−0,1255	555,4	1995,4	1,996	0,1313	15,20
−2	999,67	−8,3865	−0,03118	4,227	−0,1055	557,3	1923,5	1,924	0,1319	14,59
−1	999,77	−4,1616	−0,01563	4,223	−0,0863	559,2	1855,7	1,856	0,1324	14,01
0	999,84	0,05966	−0,00015	4,219	−0,0677	561,1	1791,5	1,792	0,1330	13,47
1	999,90	4,2774	0,01526	4,216	−0,0497	563,0	1730,9	1,731	0,1335	12,96
2	999,94	8,4918	0,03061	4,213	−0,0324	564,9	1673,4	1,673	0,1341	12,48
3	999,97	12,703	0,04589	4,210	−0,0156	566,8	1618,9	1,619	0,1346	12,03
4	999,97	16,912	0,06110	4,207	0,0006	568,7	1567,2	1,567	0,1352	11,60
5	999,97	21,118	0,07625	4,205	0,0163	570,6	1518,1	1,518	0,1357	11,19
6	999,94	25,322	0,09134	4,203	0,0315	572,5	1471,4	1,472	0,1362	10,80
7	999,90	29,524	0,10636	4,201	0,0463	574,4	1427,0	1,427	0,1367	10,44
8	999,85	33,723	0,12133	4,199	0,0606	576,3	1384,7	1,385	0,1373	10,09
9	999,78	37,921	0,13623	4,197	0,0746	578,2	1344,4	1,345	0,1378	9,759
10	999,70	42,117	0,15108	4,195	0,0881	580,0	1305,9	1,306	0,1383	9,445
11	999,61	46,312	0,16586	4,194	0,1013	581,9	1269,1	1,270	0,1388	9,147
12	999,50	50,505	0,18060	4,193	0,1142	583,8	1234,0	1,235	0,1393	8,862
13	999,38	54,697	0,19527	4,191	0,1267	585,7	1200,5	1,201	0,1398	8,591
14	999,25	58,888	0,20989	4,190	0,1389	587,5	1168,3	1,169	0,1403	8,332
15	999,10	63,078	0,22446	4,189	0,1509	589,4	1137,6	1,139	0,1408	8,085
20	998,21	84,012	0,29648	4,185	0,2066	598,5	1001,6	1,003	0,1433	7,004
25	997,05	104,93	0,36723	4,182	0,2569	607,2	890,08	0,893	0,1456	6,130
30	995,65	125,83	0,43676	4,180	0,3029	615,5	797,35	0,801	0,1479	5,415
35	994,04	146,73	0,50513	4,179	0,3453	623,3	719,32	0,724	0,1501	4,822
40	992,22	167,62	0,57239	4,179	0,3849	630,6	652,98	0,658	0,1521	4,327
45	990,22	188,52	0,63859	4,179	0,4222	637,4	596,07	0,602	0,1540	3,908
50	988,05	209,41	0,70375	4,180	0,4574	643,6	546,85	0,553	0,1559	3,551

Abb. 6.2 Stoffwerte von Wasser in Abhängigkeit von der Temperatur, aus [195]

Für das reine Wärmeleitungsproblem sind dabei die Parameter Wärmeleitfähigkeit λ [W/mK] sowie die Wärmekapazität $C = c \cdot \rho$ [kJ/m³ K] von Interesse, für die freie Konvektion zusätzlich der thermische Volumenausdehnungskoeffizient β [1/K], die kinematische Viscosität υ [m²/s] und die Prandtlzahl Pr [-] ($= \upsilon / a$, wobei a die Temperaturleitfähigkeit bedeutet).
Die Betrachtung der Tabellenwerte zeigt, dass die Temperaturabhängigkeit von C relativ gering ist und daher im folgenden vernachlässigt wird. Dagegen sind die übrigen Parameter stärker temperaturabhängig, β wechselt aufgrund der sog. Anomalie des Wassers bei +4°C sogar sein Vorzeichen.

Trägt man diese Werte für den hier relevanten Temperaturbereich von ~ +5 bis +20°C graphisch auf (Abb. 6.3), zeigt sich, dass eine lineare Approximation in Abhängigkeit der Temperatur als Näherungslösung vertretbar ist.
Dabei sei daran erinnert, dass für die Ausgangstemperatur des Baugrubenwassers gem. Kap. 5.3 i. d. R. von ~ +10°C ausgegangen werden kann.

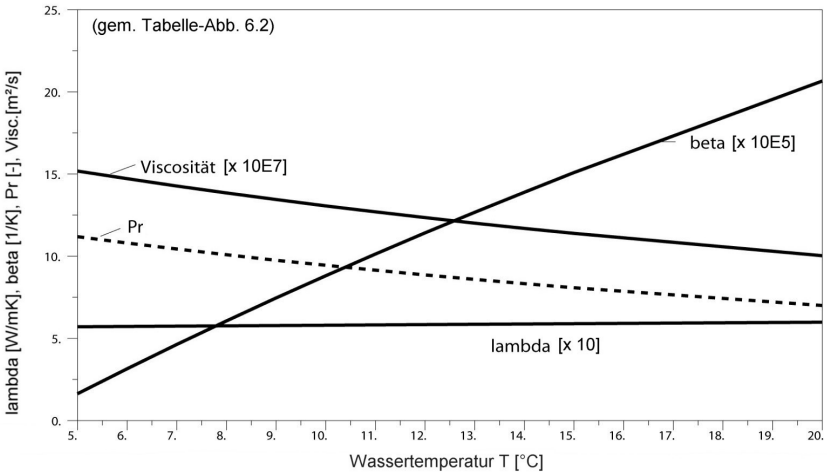


Abb. 6.3 Verlauf der relevanten Parameter des Wassers im Temperaturbereich +5 bis +20°C

Die entsprechenden Geradengleichungen lauten dann:

$$\lambda(T) = (561 + 1{,}887 \cdot T) \cdot 10^{-3} \qquad \text{(Gl. 6.1)}$$

$$\beta(T) = 0{,}0137 \cdot (T - 4) \cdot 10^{-3} \qquad \text{(Gl. 6.2)}$$

$$\upsilon(T) = (1{,}708 - 0{,}038 \cdot T) \cdot 10^{-6} \qquad \text{(Gl. 6.3)}$$

$$\mathrm{Pr}(T) = 12{,}7425 - 0{,}31 \cdot T \qquad \text{(Gl. 6.4)}$$

6.3 Freie Konvektion im Wasserbecken

6.3.1 Vorraussetzungen für den Beginn einer freien Konvektion

Die analytische Auseinandersetzung mit den Mechanismen der freien Konvektion *[121], [11]* und *[78]* liefert eine wichtige dimensionslose Kennzahl, die gewissermaßen die Stärke des Konvektionsantriebs als Verhältnis der Auftriebswirkung zur hemmenden Viskosität und Temperaturleitfähigkeit beschreibt: die „Rayleigh"-Zahl Ra.

$$Ra = g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot l^3 / \upsilon \cdot a \quad \text{bzw.} \quad Ra = g \cdot \beta \cdot \Delta T \cdot l^3 \cdot \mathrm{Pr} / \upsilon^2 \qquad \text{(Gl. 6.5)}$$

mit g … Erdbeschleunigung (9,81 m/s²), ΔT …Temperaturdifferenz zwischen oberen und unteren Rand und l … (vertikaler) Randabstand.

Dabei wurde festgestellt, dass nicht bereits jede kleinste Dichteänderung durch Erwärmung ausreichend ist, um eine Strömung wie in Abb. 6.1 in Gang zu bringen. Vielmehr muss die Erwärmung, oder genauer gesagt, die Ra-Zahl einen kritischen Wert übersteigen, um die hemmenden Effekte aus Viskosität und Wärmeleitung zu überwinden.
Dabei spiel es außerdem eine Rolle, wie die „oberen" und „unteren" Randbedingungen gestaltet sind: Das sog. Rayleigh-Benard-Problem stellt sich strenggenommen nur bei festen Rändern (Abb. 6.4a) ein, wo oben und unten Reibung an den Grenzflächen auftritt. Fehlt diese feste Begrenzung oben (z.B. bei einer Wasser-Luft-Grenzfläche), treten dort Oberflächenspannungseffekte an die Stelle der Reibung (Abb. 6.4b), und man spricht vom „Benard-Marangoni -Effekt". Bei den für Unterwasserbetonsohlen relevanten Schichtdicken von >1m überwiegt allerdings der Rayleigh-Benard-Effekt *[78]*. Die kritischen Ra-Zahlen unterscheiden sich für beide Fälle, jedoch werden im Folgenden nur Ergebnisse des Rayleigh-Benard-Problems behandelt.

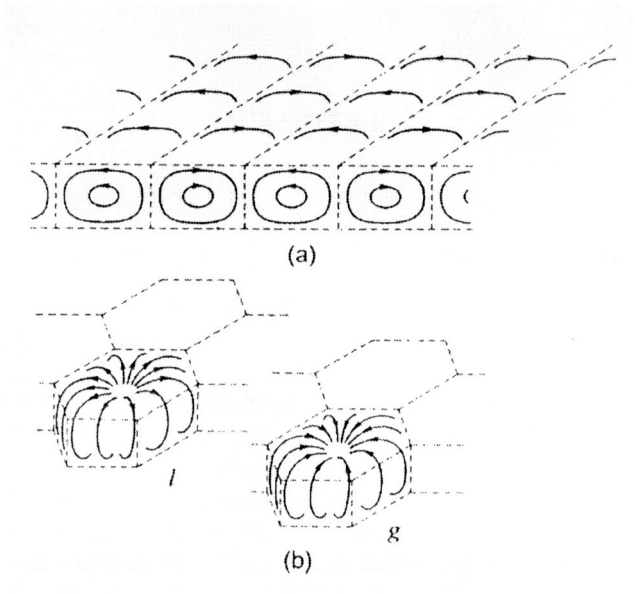


Abb. 6.4 Vergleich von Rayleigh-Benard-Konvektion (a) und Benard-Marangoni-Effekt(b), entnommen aus [78]

Für die Bestimmung der kritischen Rayleigh-Zahl Ra_{crit} wird in der Literatur meistens eine Näherung, die sog. „Boussinesq-Approximation", angewandt, die zur Vereinfachung alle Stoffwerte außer der Dichte als unabhängig von der Temperatur definiert. Unberücksichtigt bleibt dabei auch eine Dichteänderung durch hydrostatischen Druck aufgrund der Stoffkompressibilität.
Die so aufgrund teilweise weiterer Vereinfachungen erhaltenen Ra_{crit} haben Werte von π^4, $27/4 \cdot \pi^4$ *[78]*, 1700 *[121]* und 657,51, 1100,65 bzw. 1707,76 *[11]* je nach Randbedingung, wobei der Wert 1100,65 für einen „festen" Rand unten und einen „freien" Rand oben gilt. Der Wert ~1700 stellt dabei die am häufigsten genannte Zahl (gültig für das reine Rayleigh-Benard-Problem) dar. Alle diese Werte sind unabhängig von den Stoffeigenschaften, und insbesondere von der Schichtdicke (quasi Wassertiefe).
In *[11]* dagegen wurde speziell der Effekt der Stoffkompressibilität (auch „Schwarzschild-Kriterium" genannt) in die Betrachtung miteinbezogen, um zu untersuchen, wie stark der Expansionseffekt einer im Schwerefeld aufsteigenden Fluidmenge den Dichteunterschied aus Erwärmung vermindert und so das Anspringen der freien Konvektion erschwert. Dabei zeigt

sich, dass bereits bei Schichtdicken von 10 cm die resultierende Ra_{crit}^{*} um ~10% ansteigt, und die Unabhängigkeit von der Schichtdicke d sowie der Temperatur T nicht mehr gegeben ist:

$$Ra_{crit}^{*} = Ra_{crit} + \beta^2 \cdot g^2 / \eta \cdot \lambda \cdot T \cdot \rho^2 \cdot d^4 \qquad \text{(Gl. 6.6)}$$

mit Ra_{crit} …kritische Rayleigh-Zahl ohne Berücksichtigung der Kompressibilität,
T … absolute Temperatur [K] und η … dynamische Viskosität [kg/m s].

Für den Fall des oben offenen Wasserbeckens wäre demnach:

$$Ra_{crit}^{*} = 1100{,}65 + 2{,}095 \cdot 10^6 \cdot h^4 \qquad \text{bei +25°C} \qquad \text{(Gl. 6.7)}$$

bzw.

$$Ra_{crit}^{*} = 1100{,}65 + 2{,}80 \cdot 10^5 \cdot h^4 \qquad \text{bei +10°C}$$

Somit ergäben sich bei einer Wassertiefe von mehreren Metern bereits Erhöhungen im 5 bis 6-stelligen Bereich.
Dennoch lässt sich die Frage, ob im Fall der Unterwasserbetonsohlen der kritische Schwellenwert überschritten wird, nicht ohne weiteres beantworten, weil für die Bestimmung der tatsächlich vorhandenen Ra-Zahl die Temperaturdifferenz ΔT über die Wasserhöhe nicht bekannt ist.
Allerdings zeigt ein einfacher Vergleich für eine Temperaturdifferenz von 1K, dass bei 1m Wassertiefe $Ra_{crit} / Ra_{vorh} \sim 1100 + 2{,}8 \cdot 10^5 / 4{,}8 \cdot 10^9$
und bei 10m Wassertiefe $Ra_{crit} / Ra_{vorh} \sim 1100 + 2{,}8 \cdot 10^9 / 4{,}8 \cdot 10^{12}$ ist, was stets das Auftreten der freien Konvektion erwarten lässt.
Deshalb soll an dieser Stelle vorab überprüft werden, inwieweit sich diese kritischen Ra-Werte an einem FEM-System (ADINA-F) mit den Randbedingungen einer Unterwasserbetonsohle bestätigen lassen.
Zunächst ergibt sich die Schwierigkeit, dass bei den relevanten Abmessungen von mehreren Metern für den kritischen Bereich im Modell extrem geringe Temperaturdifferenzen anzusetzen sind, die im Bereich der Rechengenauigkeit des FEM-Systems keine differenzierbaren Ergebnisse mehr liefern. Außerdem ist eine stationäre Berechnung rechentechnisch nicht mehr konvergent, sobald Ra eine gewisse Höhe überschreitet, sodass die Berechnung instationär mit „langsam“ anlaufender Temperaturerhöhung erfolgen muss.
Daher wurde an einer nur 1,0 x 1,5cm großen Zelle (s. Abb. 6.5) ohne Einfluss der Kompressibilität untersucht, wie sich die Strömung nach einer gewissen Zeit in Abhängigkeit der aufgebrachten Temperatur entwickelt. Für zwei unterschiedliche Randbedingungen an der Oberseite zeigen die Abb. 6.5, 6.6 und 6.7 im stationären Zustand, dass sich bei jeweils einer kritischen Temperaturdifferenz tatsächlich ein starker Anstieg der Konvektionsbewegung im Wasser feststellen lässt, darunter aber stets eine nur schwache Bewegung beobachtet wird, die durch eine kleinräumige Bewegungsstruktur (Abb. 6.6.a) charakterisiert ist. Im anderen Fall (Abb. 6.6b und Abb. 6.7) erstreckt sich die Kreisströmung über die gesamte Zellenausdehnung. Dabei lassen sich die vorhandenen kritischen Ra-Werte mit ca. 5000 (oben feste Begrenzung) und 2200 (oben freie Oberfläche) anhand der abgelesenen Temperaturdifferenz (Abb. 6.5) ableiten.

Ob diese Abweichung zu den analytisch gefundenen Werten von 1700 bzw. 1100 überwiegend an der endlichen Elementierungsfeinheit des FEM-Systems liegt, soll hier nicht weiter hinterfragt werden. Tatsache ist aber auch, dass nach *[121]* die kritischen Werte mit dem Verhältnis h/b der betrachteten Zelle ansteigen und die Werte 1700 bzw. 1100 für unendlich kleine bis sehr kleine Verhältniswerte abgeleitet wurden.
Es zeigt sich jedenfalls, dass eine Behandlung des freien Konvektionsproblems mit dem verwendeten Programm ADINA-F grundsätzlich möglich ist.

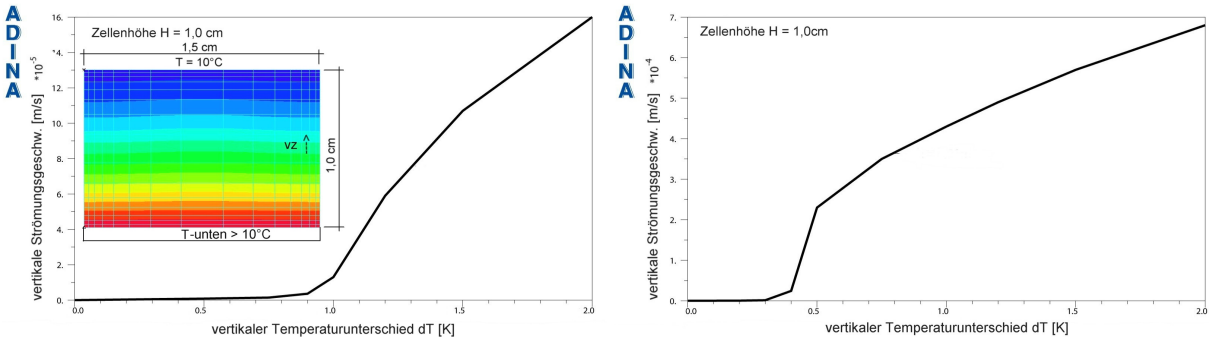


Abb. 6.5a,b Vertikale Strömungsgeschwindigkeit vz an den seitl. Rändern in Abhängigkeit der vertikalen Temperaturdifferenz bei oberer Randbedingung a) fest bzw. b) frei

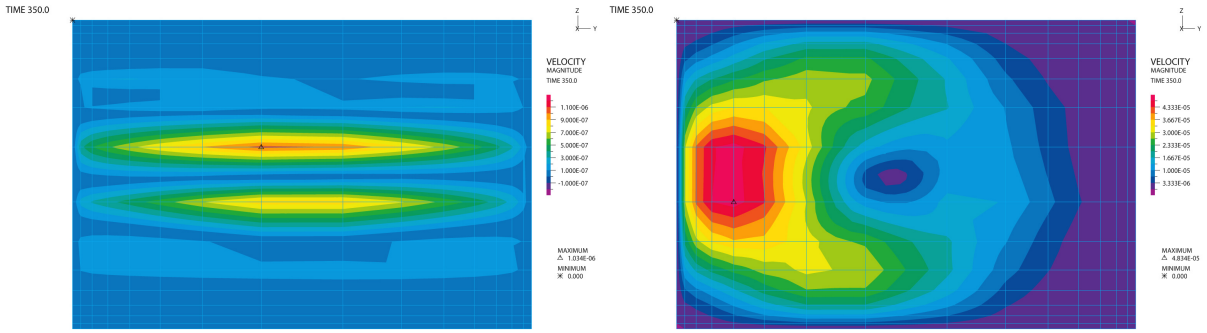


Abb. 6.6a,b Felder der absoluten Strömungsgeschwindigkeiten(Isoflächen) in der 1,0x1,5cm Zelle bei a)"unterkritischer" ΔT =0,5K und b) "überkritischer" ΔT =1,5K Temperaturdifferenz (obere Randbedingung: fest)

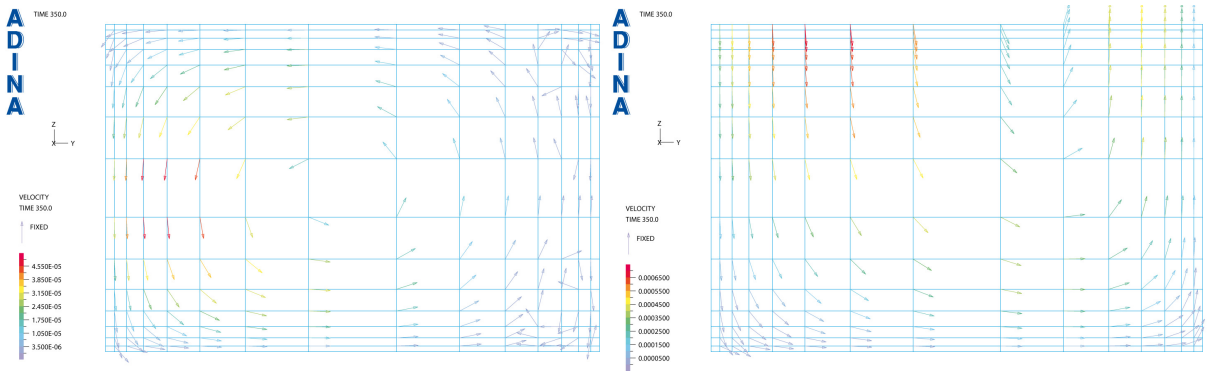
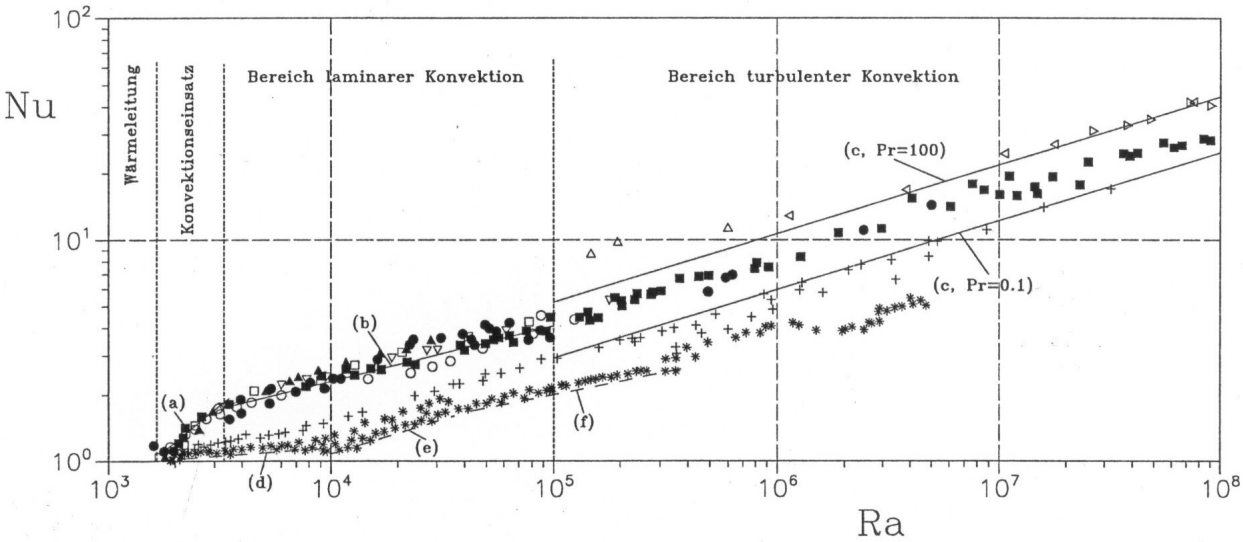


Abb. 6.7a,b Strömungsvektoren bei oberer Randbedingung a) fest bzw. b) frei im „überkritischen" Bereich

6.3.2 Grundsätzliches zur freien Konvektion im Baugrubenwasser

Ziel der folgenden Untersuchungen ist es, ähnlich wie für das Grundwasser in Kap. 5, fiktive Wärmeleitfähigkeiten des Wassers über der Unterwasserbetonsohle zu gewinnen, die den auftretenden Konvektionseffekten ohne aufwändige Strömungsberechnung Rechnung tragen und die quasi eindimensionale Temperaturberechnung ermöglichen.
Dazu muss zunächst wieder ein strömendes System mit realistischen Abmessungen durch instationäre Berechnung untersucht werden, indem, diesmal an der Unterseite, eine standardisierte Wärmeabgabe q(t), analog Kap. 5, aufgebracht wird, weil die geschlossene Modellierung von Strömungen und innerer Wärmeerzeugung im Beton auch programmtechnisch nicht möglich ist. Aufgrund der zu erwartenden starken Wärmeableitung durch freie Konvektion wird dazu die „Standard"-Wärmeabgabefunktion q(t) aus Kap. 5 für die dortige Grundwassergeschwindigkeit von 100 m/d angesetzt. Als wesentlicher Parameter ist dann die Wassertiefe (von etwa 1m bis zu beispielsweise 15m) zu untersuchen.
Generell bringt die numerische Simulation dieser Situation rechentechnisch große Probleme mit sich, die sich vor allem bei größeren Wassertiefen in nicht mehr konvergentem Berechnungsverlauf äußern. Grund dafür sind, nach zahlreichen Testberechnungen zu urteilen, die dabei auftretenden sehr hohen Ra-Werte, da bei entsprechender Verringerung von Ra seitens des Materials (z.B. durch eine testweise Verminderung des thermischen Ausdehnungskoeffizienten oder der Wärmezufuhr von unten) auch größere Wassertiefen wieder berechenbar werden.
Dies steht auch im Einklang mit zahlreichen Versuchsergebnissen verschiedener Autoren, die in *[121]* zusammengestellt wurden. Demnach gibt es nicht nur eine kritische Ra-Zahl, bei der die Konvektion überhaupt erst einsetzen kann, sondern es gibt darüber hinaus eine Grenze, die mit Ra $>10^5$ angegeben wird, ab der die laminare Konvektion in eine turbulente Konvektion umschlägt (Abb. 6.8). Diese Turbulenz äußert sich bei instationärer Betrachtung durch sich immer wieder verlagernde Konvektionsrollen (s.a. Abb. 6.1), die dabei nach entsprechend ungeordneten Zwischenstadien ihre Lage und Ausdehnung, ggf. auch Rotationsrichtung, im Wasserbecken ändern.



Zusammenfassung der Messungen zum Wärmedurchgang durch die horizontale Fluidschicht nach O'Toole und Silveston (1961) sowie Kek und Müller (1993).

Abb. 6.8 Übergang zur turbulenten Konvektion in Abhängigkeit von Ra und dazugehörige Nusselt-Werte aus Versuchen, entnommen aus [121]

Nicht gleichzusetzen ist diese „Turbulenz“ aber mit der gewöhnlichen turbulenten Strömung, die durch die Reynolds-Zahl charakterisiert ist. Der kritische Wert derselben wird in der Literatur *[195]* für die Überströmung von Flächen mit Re > $5 \cdot 10^5$ angegeben. Für etwa 10°C warmes Wasser würde dies bei z.B. 10m Anströmlänge eine kritische Strömungsgeschwindigkeit von 0,065 m/s bedeuten, die bei den durchgeführten FEM-Berechnungen nicht erreicht wird.
Andererseits wurde aber die Grenze zur turbulenten Konvektion stets deutlich überschritten: Abb. 6.9 bis 6.11 zeigen dies für eine Wassertiefe von 1,0m anhand der Temperaturen und Geschwindigkeiten an Ober- und Unterseite. Dabei ist die Ra-Zahl bei t = 60h auf bereits etwa $8 \cdot 10^9$ angewachsen. Nach einer sehr instabilen Phase mit mehreren Konvektionsrollen (Abb. 6.11a), die weitgehend im Einklang mit den analytisch abgeleiteten kritischen Wellenlängen $\overline{\lambda}$ von 2,02d (Abb. 6.1) *[121]* sind, bildet sich wieder ein stabilerer Zustand mit nur einer Konvektionsrolle aus (Abb. 6.11b).

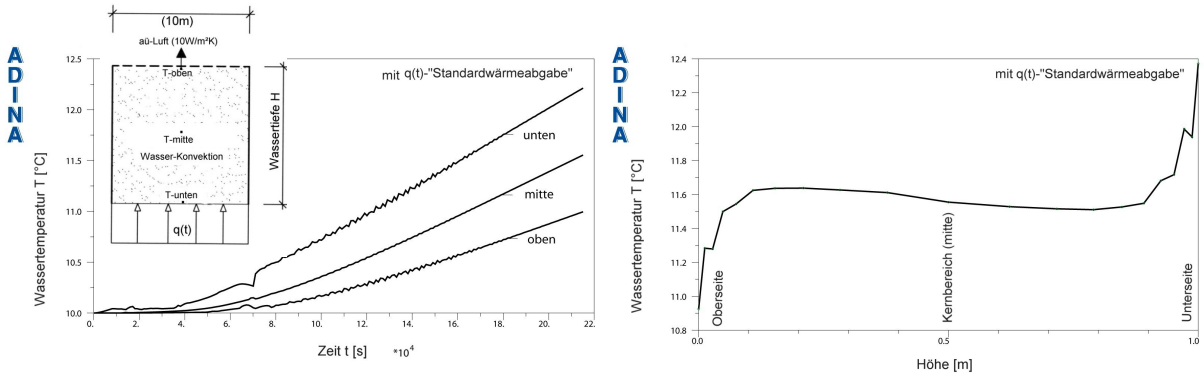


Abb. 6.9a,b Zeitlicher Temperaturverlauf an Ober, -Unterseite und Kernbereich a) sowie vertikales Temperaturprofil b) von oben nach unten im 1m tiefen Wasserbecken bei t=60h

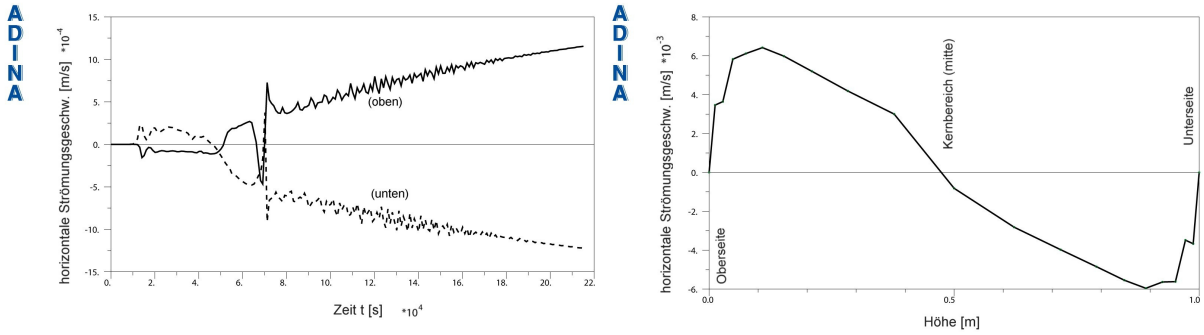


Abb. 6.10a,b Zeitlicher Verlauf der Horizontalgeschwindigkeit an Ober- und Unterseite a) und vertikales Geschwindigkeitsprofil b) von oben nach unten im 1m tiefen Wasserbecken bei t=60h

Bemerkenswert für das weitere Vorgehen jedoch ist der ausgeprägte Grenzschichtcharakter der Temperaturverteilung über die Vertikale (Abb. 6.9b), der zu früheren Zeitpunkten als die dargestellten 60h mit weiter nach unten (kälter) verschobenem Kernbereich (0,1m bis 0,9m) auftritt und auf die noch fehlende Gesamterwärmung des Wasservolumens zurückzuführen ist.

Das bedeutet, dass der Temperaturunterschied, der zwischen Ober- und Unterseite existiert, etwa je zur Hälfte in einer relativ dünnen Schicht am oberen und unteren Rand abgebaut wird, und dass im gesamten Zwischenbereich eine mehr oder weniger konstante mittlere Temperatur vorherrscht. Dazu ist die Strömungsgeschwindigkeit in den Randbereichen (außer wo durch Wandreibung unmittelbar behindert) deutlich höher als im Kernbereich (Abb. 6.10b).

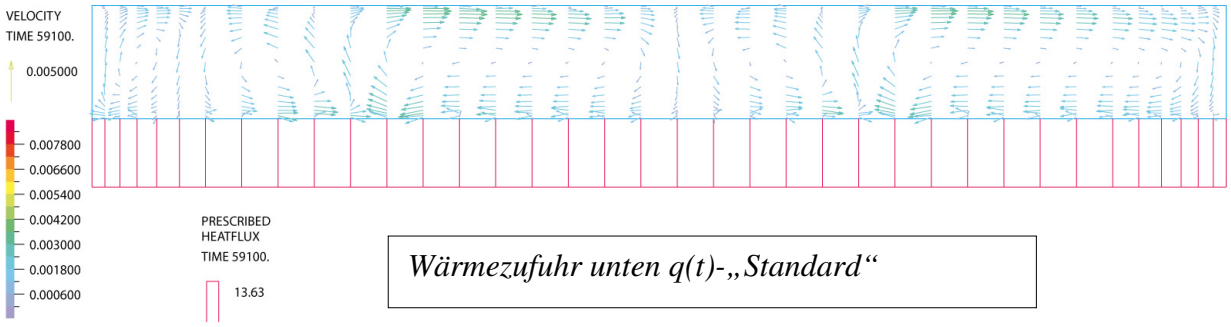


Abb. 6.11a Mehrzelliges, turbulentes Strömungsbild nach Überschreiten der turbulenten Ra-Zahl bei t =16h

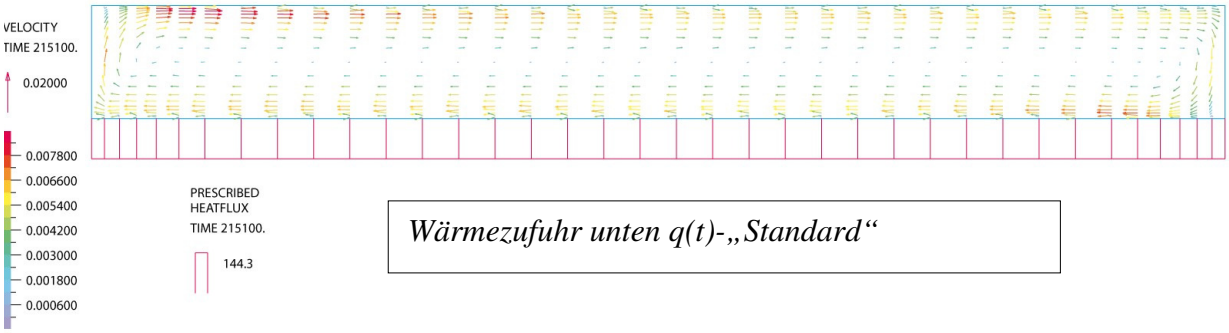


Abb. 6.11b Stabiles „einzelliges“ Strömungsbild bei t =60h

Verschiedene Autoren konnten dieses Phänomen bei turbulenter Konvektion experimentell feststellen *[121]*. Davon ausgehend wurde von *Howard (1963)* für stationäre Verhältnisse eine Grenzschichttheorie vorgestellt, die aus der Annahme, dass sich in den Grenzschichten selbst gerade noch keine freie Konvektion einstellt, eine Dickenbestimmung der Grenzschicht aus dem Stabilitätskriterium Ra<1101 heraus ermöglicht. Die dabei ermittelte Schichtdicke δ ist dann unabhängig von der Wassertiefe H bzw. l !

$$\delta \cong 13 \cdot \left(\upsilon \cdot a \big/ \beta \cdot g \cdot \Delta T \right)^{1/3} \qquad \text{(Gl. 6.8)}$$

Dabei ergibt sich für Wasser bei ~ +10°C und einer Temperaturdifferenz von 1,0 bis 2,0 K (s. Abb. 6.9) eine Grenzschichtdicke δ von nur 6 bis 8 mm.
Hieraus wurde wiederum die entsprechende Nusselt-Zahl Nu ermittelt, indem man für den Wärmestrom q in der Grenzschicht die Beziehung $q = \lambda \cdot \Delta T \big/ 2 \cdot \delta$ angesetzt hat :

$$Nu = q_{Grenzschicht} \Big/ q_{Wärmeleitung} = \frac{\frac{\Delta T}{2 \cdot \delta}}{\frac{\Delta T}{l}} = \frac{l}{2 \cdot \delta} \approx \frac{l}{0{,}015} \qquad \text{(Gl. 6.9)}$$

oder $Nu = \frac{1}{26} \cdot \left(\beta \cdot g \cdot \Delta T \big/ \upsilon \cdot a \right)^{1/3} \cdot l$ und ist damit proportional zu $Ra^{0,33}$ (Gl. 6.10)

Bei δ = 7mm würden sich daher Nu-Werte von ~70 bei 1m Wassertiefe und ~700 bei 10m Wassertiefe einstellen. Die dazugehörigen Ra-Zahlen wären $\sim 8 \cdot 10^9$ bzw. $8 \cdot 10^{12}$.
Extrapoliert man als Vergleich dazu die Zusammenhänge in Abb. 6.8, erhält man bei H=1m Wassertiefe ebenfalls eine Größenordnung für Nu von 100 bis 150.
Auch die gefundene Proportionalität zu H ($Ra^{0,33}$) ist in Abb. 6.8 annähernd gegeben.
In *[121]* wird nämlich für $10^5 < Ra < 10^9$ und $0{,}1 < \mathrm{Pr} < 100$ ferner eine Formel angegeben, die für Nu in Abhängigkeit von Pr lautet:

$$Nu = 0{,}1 \cdot Ra^{0,31} \cdot \mathrm{Pr}^{0,084} \text{ und damit hier: } Nu = 0{,}121 \cdot Ra^{0,31} \qquad \text{(Gl. 6.11)}$$

Dass der Wärmestrom, der durch die dünne Grenzschicht fließt, tatsächlich wie in einem festen wärmeleitenden Medium mit der Leitfähigkeit des Wassers (so wie in Gl. 6.9) bestimmt werden kann und dieser durch den gleichmäßig temperierten Kernbereich unvermindert nach oben abgeführt wird, zeigt eine relativ einfache stationäre 2-dimensionale FEM-Strömungssimulation (Abb. 6.12a):
An der Unterseite eines 10x10m großen Wasservolumens wird eine konstante Wärmeleistung q = 100 W/m² angesetzt, während im „Kernbereich“ des Wassers, welcher bis auf einen umlaufenden Rand von 1cm Breite als die gesamte Fläche definiert ist, die Temperatur T(x, z) = konstant = $(T_{unten} - T_{oben})/2$ gesetzt wird. Dies muss iterativ geschehen, da die sich einstellenden Temperaturen ja die Unbekannten der Berechnung darstellen. Nach einigen Iterationsschritten erhält man ein konvergentes Ergebnis für die Temperaturdifferenz ΔT (Abb. 6.12c) und kann Nu bestimmen aus:

$$Nu = q / q_{"Feststoff"} = q \big/ (\Delta T \cdot \lambda_{Wasser} / H) \quad \text{(H= Wassertiefe 10m)} \qquad \text{(Gl. 6.12)}$$

Es ergibt sich ein Nu von ziemlich genau 500, was Gl. 6.9 ($Nu = 10m/(2 \cdot 1 \cdot cm)$) exakt entspricht. Eine Variation der Grenzschichtdicke im FEM-Modell liefert entsprechend andere Werte für ΔT, wodurch sich wiederum mit Gl. 6.9 übereinstimmende Nu ergeben.
Damit ist also gezeigt, dass sich bei vorgegebener bzw. bekannter Grenzschichtdicke gem. Gl. 6.8, zumindest im stationären Fall, der Wert von Nu direkt bestimmen lässt.

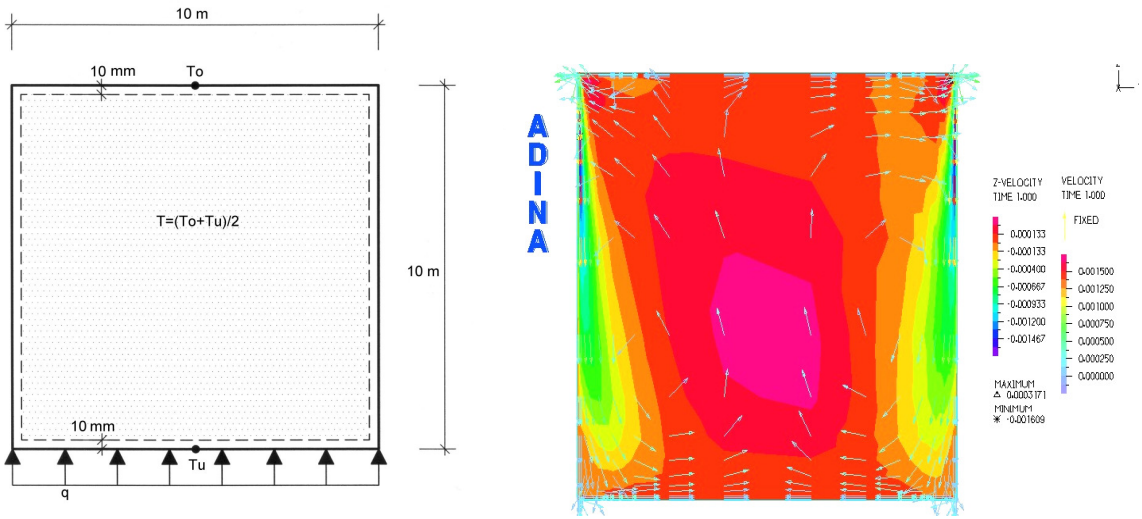


Abb. 6.12a,b System und stationäre Strömung im 10m tiefen Wasserbecken bei q =100W/m²

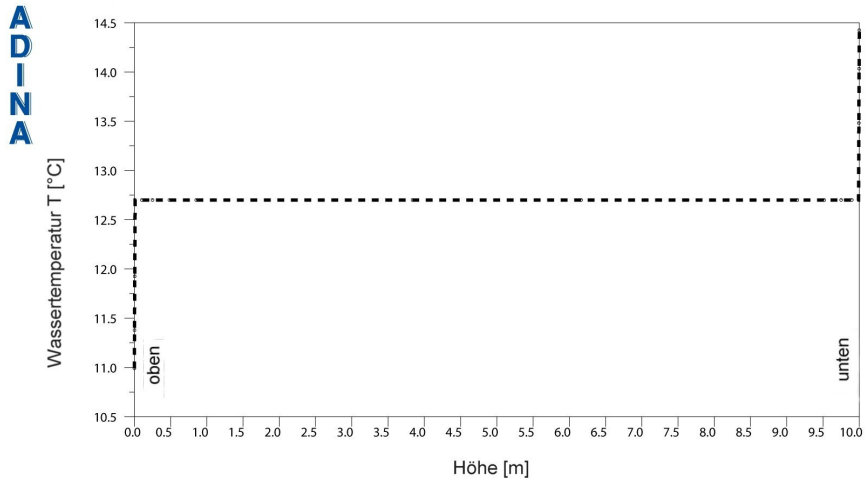


Abb. 6.12c Temperaturverlauf im vertikalen Schnitt nach erfolgter Iteration

6.3.3 Wassertemperatur über der Sohle bei instationärer freier Konvektion

Im stationären Fall ergibt sich der Wärmeübergang an der Oberseite der Unterwasserbetonsohle aus Gl. 6.9. Wie aber die Verhältnisse bei den hier speziellen instationären Bedingungen mit der Wärmezufuhr q(t) sind, muss, ähnlich wie bei der Grundwasserströmung, ein Temperaturvergleich an der Untergrenze des Baugrubenwassers (wie in Abb. 6.9a) zwischen einem „Strömungssystem“ (wie z.B. Abb. 6.11) und dem in einem nichtströmenden „Ersatzsystem“, das eine vielfache fiktive Wärmeleitfähigkeit in Form einer entsprechend großen Nu-Zahl aufweist, zeigen.
Im Beispiel von Abb. 6.13 wird die „tatsächliche“, durch Konvektion entstehende, Temperatur bei 1m Wassertiefe durch eine Nu-Zahl von 125 relativ gut angenähert, wobei das Optimum für Nu zwischen 100 und 125 liegt. Dies liegt durchaus in der Größenordnung des stationären Falles.
Darüber hinaus erkennt man, dass hier im Gegensatz zur Grundwasserströmung schon mit einer konstanten Ersatzleitfähigkeit eine relativ gute Übereinstimmung erzielt wird. Ursache

hierfür dürfte die bei kleinen Wassertiefen nach einiger Zeit merklich ansteigende Durchschnittstemperatur des Baugrubenwassers sein, wodurch die Effektivität des Wärmeabtransportes an der Sohlenoberseite, im Gegensatz zur Unterseite bei vorhandener Grundwasserströmung, sinkt. Dies gilt allerdings bei Betonage eines Teilabschnittes innerhalb einer bereits voll ausgehobenen Baugrube nur noch in abgeschwächter Form, da sich das erwärmte Wasser dann über die gesamte Baugrubenfläche verteilen kann.

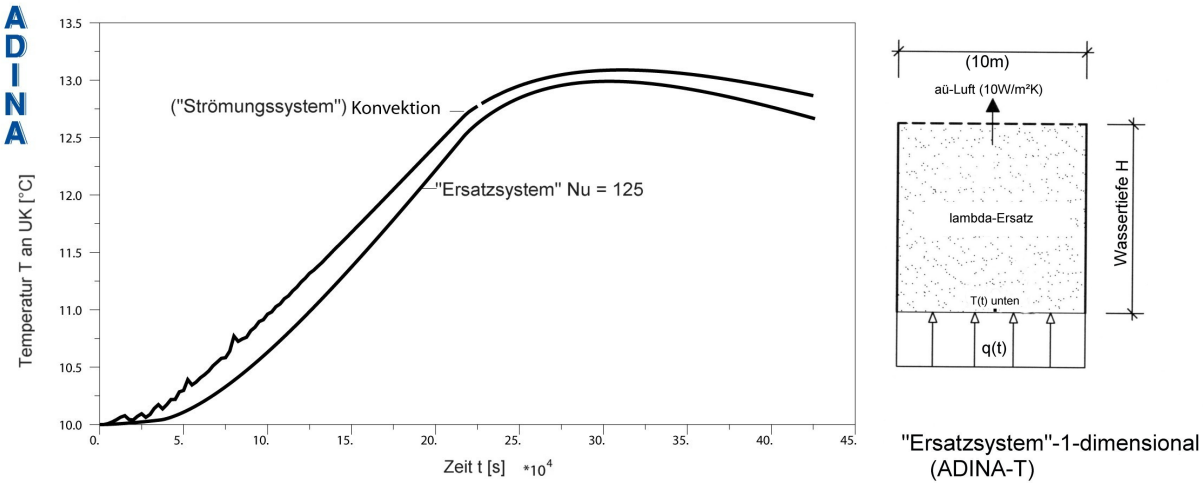


Abb. 6.13 Instationärer Temperaturvergleich mit konstantem Nu (=125) bei 1m Wassertiefe

Allerdings sind für die Untersuchung von Unterwasserbetonsohlen Wassertiefen von bis zu 10m und mehr zu betrachten, was aber, wie schon weiter oben erwähnt, zu rechentechnischen Problemen bei der FEM-Analyse führt.
Auch die Erkenntnis, dass im „Kernbereich“ des Strömungsfeldes eine gleichmäßige, aber zeitlich veränderliche Temperatur vorherrscht, kann im Gegensatz zum stationären Fall hier nicht zur Lösung beitragen, weil einerseits diese Kerntemperatur nicht der Mittelwert der oberen und unteren Grenzschichttemperatur (sondern geringer ist) ist, und andererseits eine Temperaturvorgabe bei der Berechnung stets die instationäre Energiebilanz im System verfälschen würde.
Als hilfreich stellt sich jedoch die Kenntnis des Phänomens der Ausbildung dünner Grenzschichten heraus: Verdichtet man nämlich die FE-Elementierung an den Rändern um den „Kernbereich“ derart, dass die Elementhöhe unter die Größenordnung der zu erwartenden Grenzschichtdicke sinkt, werden die numerischen Simulationen bei entsprechend kleinen Zeitschrittvorgaben in gewissen Grenzen wieder durchführbar. Da die Temperaturergebnisse an der Sohlenoberseite trotzdem noch empfindlich auf die Elementgrößen im System reagieren, wurde vorab noch eine Systemkalibrierung im stationären Zustand anhand der Gl. 6.9 durchgeführt, die eine ausreichende Elementanzahl in den Grenzschichtbereichen sicherstellt.
Bei allen nun folgenden instationären Strömungsberechnungen stellt sich das gleichmäßige Temperaturfeld im „Kern“ mit den steilen Temperaturgradienten in der oberen und unteren Grenzschicht wieder ganz von selbst ein. Jedoch bleibt die Kerntemperatur bei den untersuchten Zeitpunkten bis zu etwa 3 Tagen noch deutlich unter dem „quasi-stationären“ Mittelwert $(T_{unten} - T_{oben})/2$.
Abb. 6.14 zeigt für verschiedene Wassertiefen das vertikale Temperaturprofil in Beckenmitte zu verschiedenen Zeitpunkten und Abb. 6.15 die entsprechende Temperaturverteilung über der 10m langen Betonsohle an Beckenunterkante.

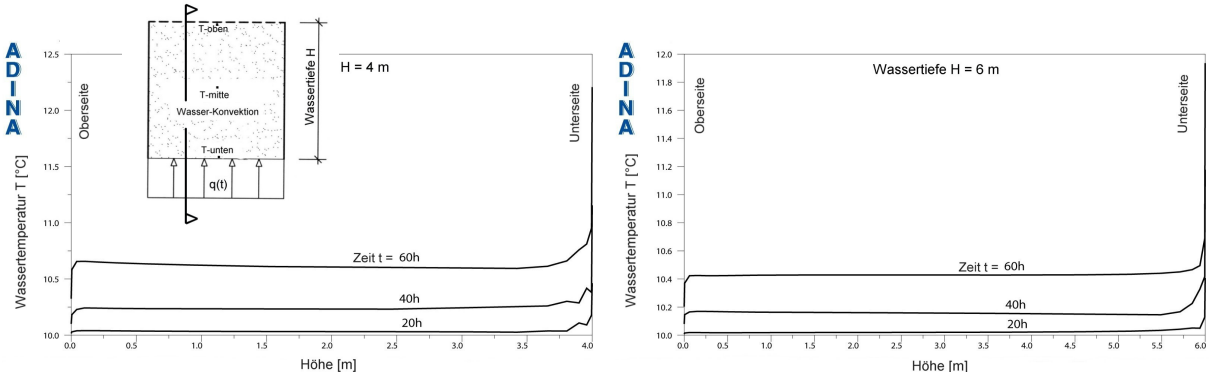


Abb. 6.14a,b Vertikales Temperaturprofil für Wassertiefen 4 und 6m

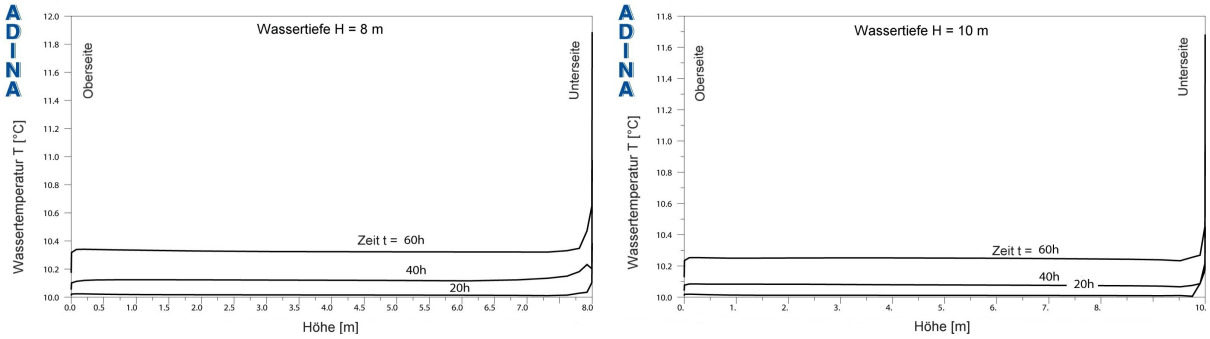


Abb. 6.14c,d Vertikales Temperaturprofil für Wassertiefen 8 und 10m

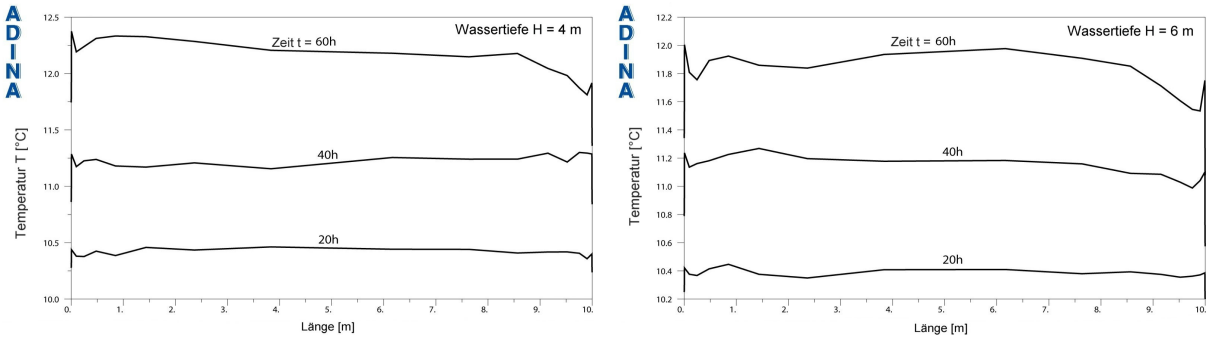


Abb. 6.15a,b Horizontales Temperaturprofil an OK Sohle für Wassertiefen 4 und 6m

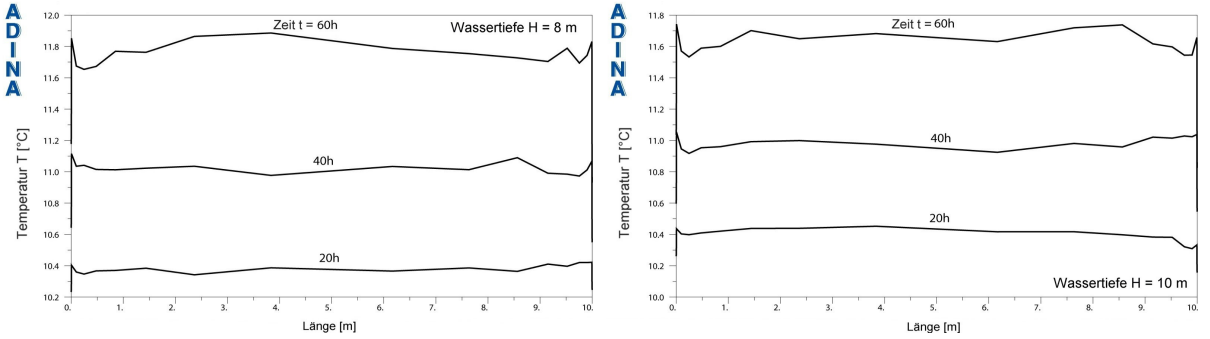


Abb. 6.15c,d Horizontales Temperaturprofil an OK Sohle für Wassertiefen 8 und 10m

Den zugehörigen zeitlichen Temperaturverlauf oben, unten und im „Kern“ des Baugrubenwassers zeigt Abb. 6.16. Hier erkennt man vor allem an der Unterseite die immer wieder teils periodisch auftretenden Störungen bzw. Schwankungen, die jedoch dessen ungeachtet eine relativ klare Linie im Temperaturanstieg erkennen lassen. Die Ursachen hierfür sind, der Literatur nach, physikalisch bedingt und werden durch die numerische Berechnung mit ihrer nur endlich feinen Elementierung teilweise noch verstärkt. Auch eine integrale Mittelung über die Länge der Unterseite des Beckens kann diese Schwankungen nicht eliminieren.
Im Anhang A6/1 sind die zeitlichen Temperaturverläufe benachbarter Punkte über der Sohlenoberseite ausgeplottet. Dabei zeigt sich zu allen Zeitpunkten eine nur geringe Abweichung in horizontaler Richtung. Im Gegensatz zur Sohlenunterseite bei Grundwasserströmung bedeutet das, dass eine Differenzierung der Ersatzleitfähigkeit gem. Punkt 5.4.10 in der Horizontalen hier nicht notwendig ist.
Ferner spielt auch die horizontale Ausdehnung der modellierten Baugrube für die Temperaturentwicklung keine bedeutende Rolle. In Abb. 6.16e wurde, stellvertretend für 10m Wassertiefe, die Temperaturentwicklung an Sohlenoberkante für eine Baugrubenbreite von 6m und 15m mit den bisher modellierten 10m verglichen. Im Mittel der Schwankungen sind keine Unterschiede sichtbar (s.a. Anhang A6/1).
Dies gilt ebenso für die Anfangs-Baugrubenwassertemperatur. Egal, ob diese +10°C (wie in allen vorliegenden Berechnungen) oder z. B. +5 oder +15°C beträgt, verschiebt sich die Temperaturentwicklung in der Strömungsberechnung in erster Näherung (d.h. bei gleichbleibenden Materialparametern) nur um den jeweiligen Betrag von +/-5K. In Abb. 6.16f ist dazu ein Vergleich dargestellt, bei dem, zur besseren Beurteilung, die Temperaturkurven entsprechend um +/- 5K verschoben und so zur Deckung gebracht wurden. Da im „Ersatzsystem“ nur reine Wärmeleitungsprozesse stattfinden, ergibt sich auch dort nur eine entsprechende Verschiebung, und die Ersatzleitfähigkeitswerte bleiben unabhängig von der Ausgangstemperatur.
Dies bestätigt zusätzlich, dass die oben beschriebenen Schwankungen im Temperaturverlauf nicht auf einem Problem in der numerischen Behandlung des Effektes der freien Konvektion beruhen, sondern ein physikalisches Phänomen darstellen.
Weiter sind im Anhang A6/2 für verschiedene Wassertiefen die Strömungsvektoren mit ihren Vertikal- und Horizontalkomponenten bei t ~60h ausgeplottet. Diese stellen aber, vor allem bei den Wassertiefen über 6m, jeweils nur Momentaufnahmen dar, da der Strömungsverlauf während der besagten periodischen turbulenten Schwankungen in seiner Form und Richtung immer wieder umschlägt.
Als Kontrolle des Temperaturverlaufs im Kern kann die Überprüfung der Energiebilanz von Wärmezufuhr q(t) an der Unterseite und Wärmeabgabe des Baugrubenwassers nach oben an die Umgebungsluft dienen (Abb. 6.17). Exemplarisch für 10m Wassertiefe erhält man bei Integration der Differenz aus Wärmezufuhr und -abgabe bei t = 40h einen Energiezuwachs von ~4900 kJ, bei 60h ~12500 kJ. Dies würde bei Umwandlung in reine Erwärmung, unter Vernachlässigung der geringen kinetischen Energie der entstehenden Wasserströmung, zu einer Temperaturerhöhung von +10°C auf +10,117 bzw. +10,298°C führen. Ein Vergleich mit Abb. 6.14d zeigt, dass die dort numerisch berechneten Temperaturen nur leicht unter diesen überschlägig ermittelten Werten liegen. Eine erhöhte Temperatur in der unteren Grenzschicht sowie an den seitlichen Rändern bedingt u.a. diese Abweichung.
In Abb. 6.18 sind zusammenfassend die Temperaturen an Sohlenoberkante abhängig von der Wassertiefe zu verschiedenen Zeitpunkten aufgetragen.

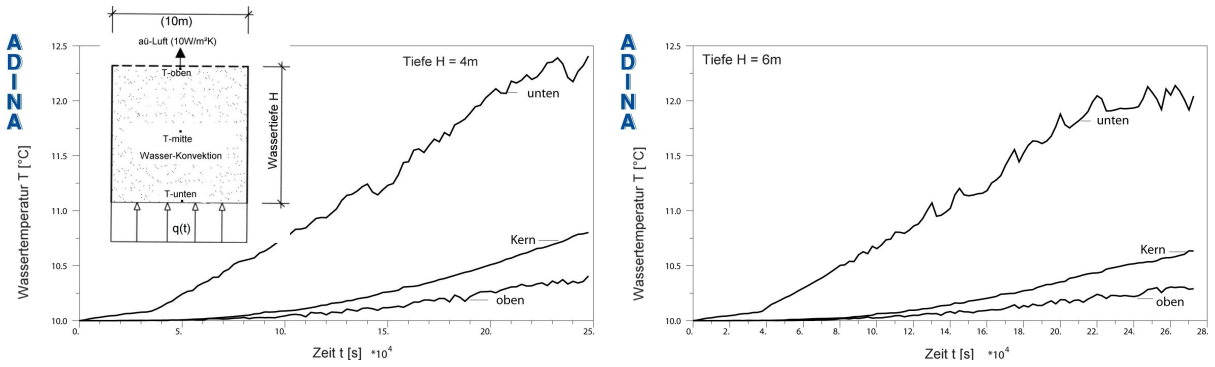


Abb. 6.16a,b Zeitliche Temperaturentwicklung für Wassertiefen 4 und 6m

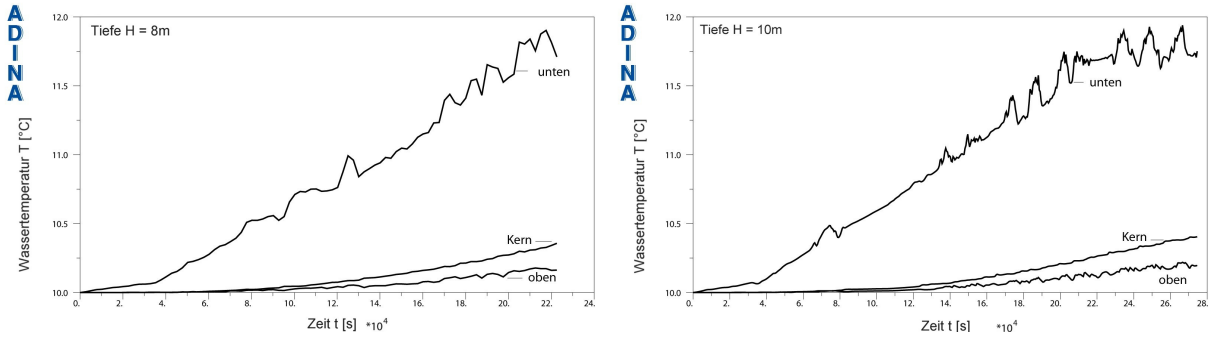


Abb. 6.16c,d Zeitliche Temperaturentwicklung für Wassertiefen 8 und 10m

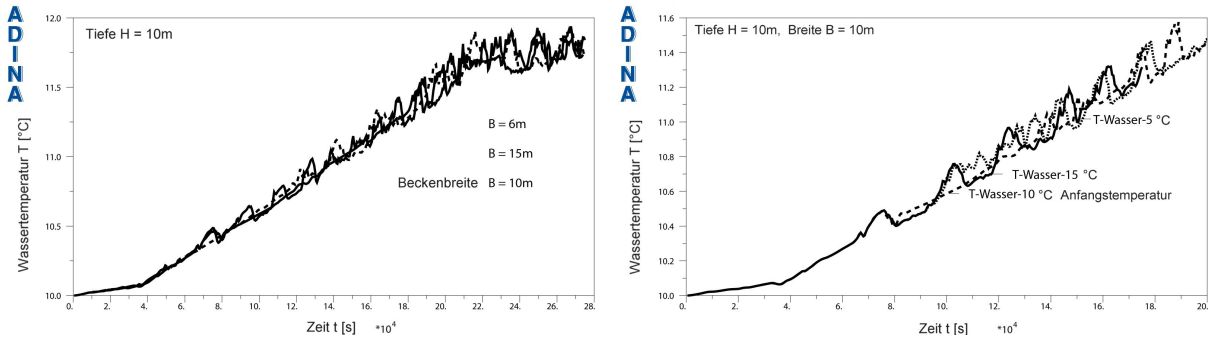


Abb. 6.16e,f Vergleich der Temperaturentwicklung an Unterseite für unterschiedliche Baugrubenbreiten und Anfangstemperaturen

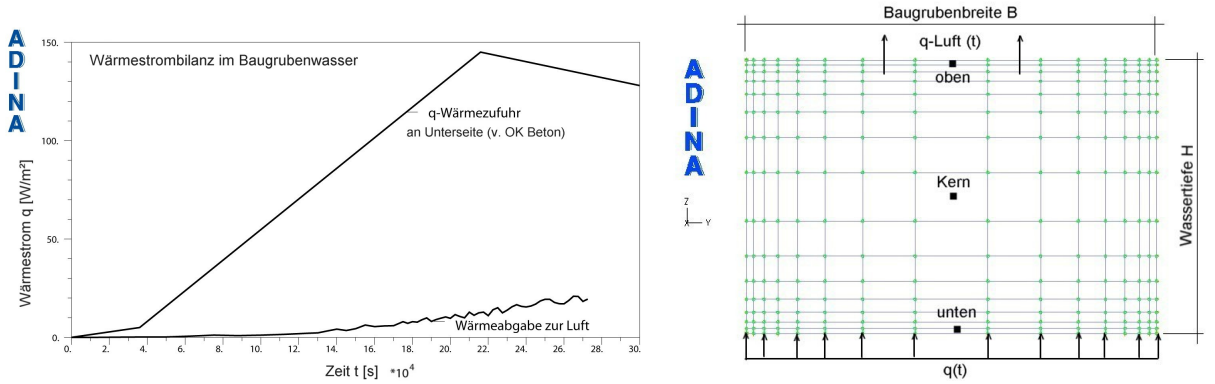


Abb. 6.17 Bilanz der Wärmezufuhr q(t) (unten) und -abgabe (oben) bei 10m Wassertiefe

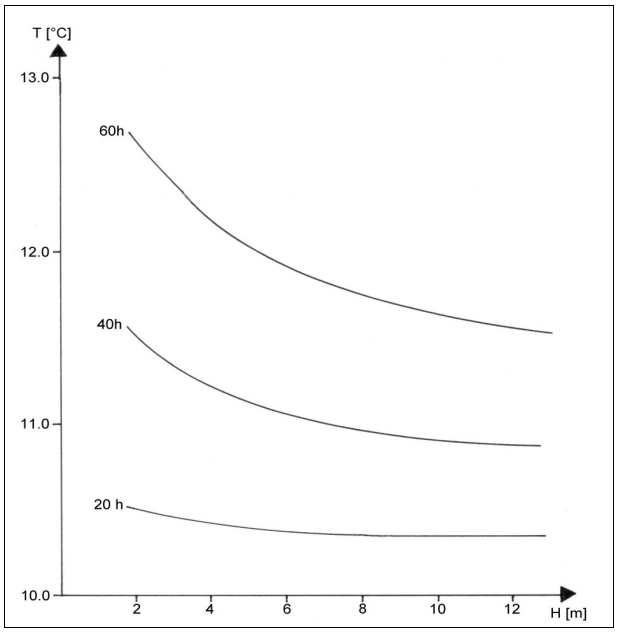


Abb. 6.18 Wassertemperatur unten in Abhängigkeit der Wassertiefe

6.3.4 Größe der Ersatzwärmeleitfähigkeit im Baugrubenwasser über der Sohle

Wie im vorhergehenden Abschnitt bei 1m Wassertiefe (Abb. 6.13) gezeigt, kann mit Hilfe eines konstanten Nu-Wert, der durch Ausprobieren ermittelt werden muss, bereits ein weitgehend zutreffendes Ersatzsystem ohne Strömung formuliert werden. Auch bei z.B. 10m Wassertiefe (s. Abb. 6.19) ist dies bis zum Zeitpunkt von etwa 60h (=Maximalwert des vorgegebenen q(t)-Verlaufes) gültig. Danach liefert das Ersatzsystem bei großen Wassertiefen zunehmend zu hohe Temperaturen. Aber auch im Zeitraum bis 60h bringt eine konstante Ersatzleitfähigkeit bereichsweise leichte Unterschreitungen.

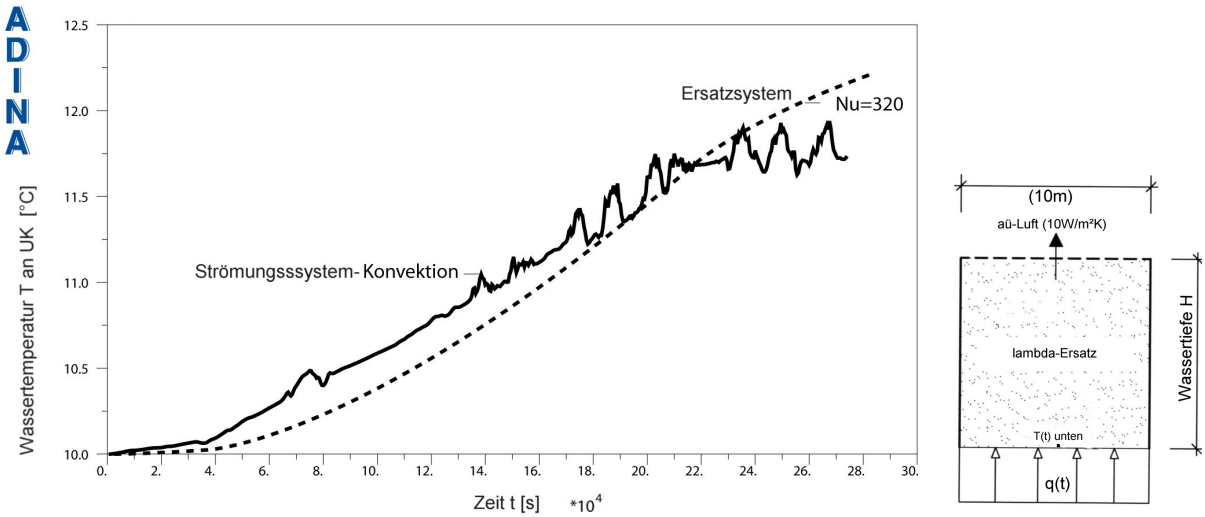
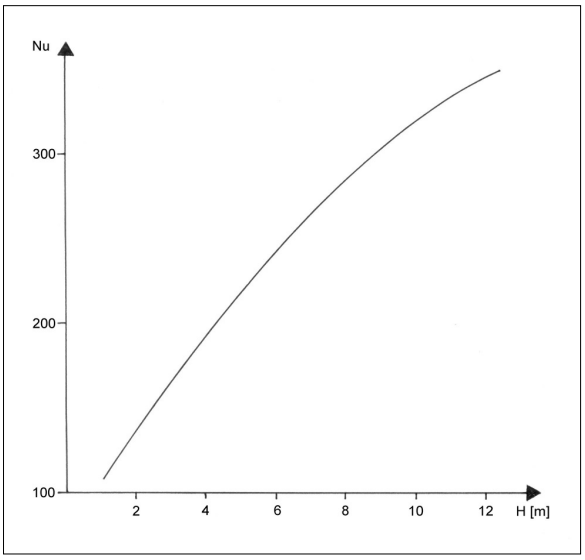


Abb. 6.19 Temperaturvergleich (unten) mit konstantem Nu im Ersatzsyst. bei 10m Wassertiefe



Führt man ungeachtet dessen eine derartige Anpassung des Nu-Wertes im Ersatzsystem für verschiedene Wassertiefen durch, erhält man ein Ergebnis wie in Abb. 6.20 dargestellt. Dabei orientiert sich Nu am Zeitpunkt für 216000s (60h). Es zeichnet sich dabei ab, dass es für sehr große Wassertiefen einen theoretischen Maximalwert für Nu geben wird, wobei dessen (hoher) Wert aber keinen signifikanten Einfluss mehr auf Temperatur und Spannungsentwicklung in der Betonsohle, verglichen mit etwa 10m Wassertiefe, haben wird.
Anhang A6/3 enthält die Temperaturverläufe für die übrigen Wassertiefen mit konst. Nu.

Abb. 6.20 Iterativ ermittelte (konstante) Nu-Zahlen bei unterschiedlicher Wassertiefe

Um jedoch die oben beschriebenen Temperaturabweichungen des Ersatzsystems mit konstantem Nu-Wert zu minimieren, bietet es sich auch hier an, wie in Kap. 5 eine variable Nu-Zahl entsprechend der Gl. 5.26 einzuführen, die hier sinngemäß lautet:

$$Nu \cong \left(\frac{T(t, konv) - T_0}{T(t, Nu = 1) - T_0} \right)^{-2} \qquad \text{(Gl. 6.13)}$$

mit $T(t, konv)$ … „tatsächliche“ Temperatur aus Konvektion am „Strömungssystem“
$T(t, Nu = 1)$ … Temperatur am „Ersatzsystem“ mit Nu = 1

Die so erhaltenen Verläufe der Ersatzleitfähigkeit zeigt Abb. 6.21. Man erkennt einerseits den zwar unruhigen Verlauf, der sich zwangsläufig durch die Abhängigkeit von der Temperatur im strömenden System ergibt, sich aber andererseits in etwa linear einstellt, zumindest bis zum Umkehrpunkt der Wärmezufuhr q(t) bei 216000s (60h).

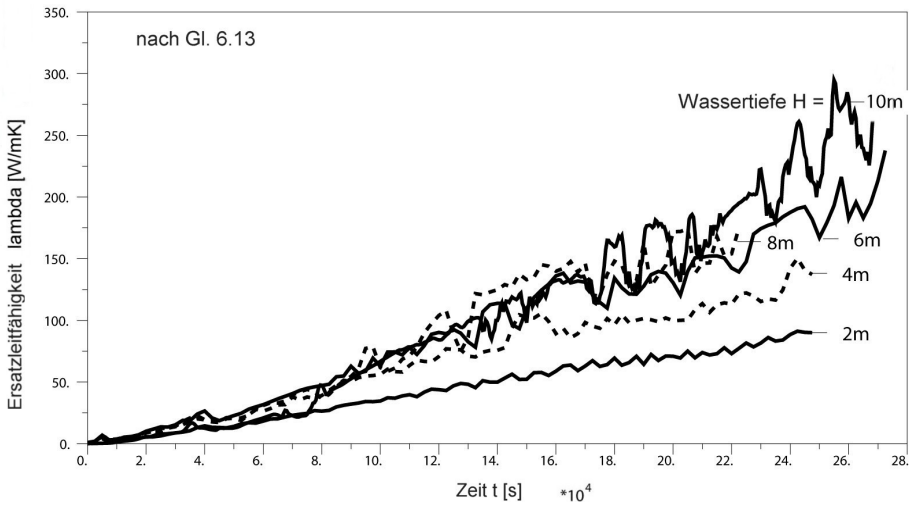


Abb. 6.21 λ_{ers}-Verläufe n. Gl. 6.13 für verschiedene Wassertiefen ($\lambda_{ers} = Nu \cdot 0{,}58$ [W/mK])

6.3.5 Näherung für die Ersatzwärmeleitfähigkeit des Wassers

Demnach erscheint auch hier eine Näherung für die Ersatzleitfähigkeit in Form von Geraden möglich (s. Abb. 6.22), diesmal allerdings ohne die logarithmische Verzerrung in Kap. 5! Auch hier lehnen sich die Geraden am Wert beim Zeitpunkt 60h gem. Abb. 6.20 an und lauten somit:

$Nu_{näherung}(t) = 1 + a_H \cdot t$ oder einfacher, wenn auch physikalisch nicht ganz korrekt:

$Nu_{näherung}(t) = a_H \cdot t$ mit t [h] und a_H = 2,22 (für Wassertiefe H= 2m) (Gl. 6.14)
= 3,21 (für H= 4m)
= 4,11 (für H= 6m)
= 4,73 (für H= 8m)
= 5,31 (für H= 10m)
= 5,46 (für H= 12m)

(Der Verlauf von $a_H(H)$ entspricht dabei ~ dem Kurvenverlauf der Abb. 6.20)
Bezogen auf die für stationäre Verhältnisse gültige Gl. 6.11 ($Nu \sim Ra^{0,31}$) ergibt sich hier im instationären Fall ein Zusammenhang von etwa: $Nu \sim Ra^{0,18}$ bis $Nu \sim Ra^{0,20}$, der auch den unterlinearen Verlauf in Abb. 6.20 ($Nu \sim H^{0,55}$) widerspiegelt.

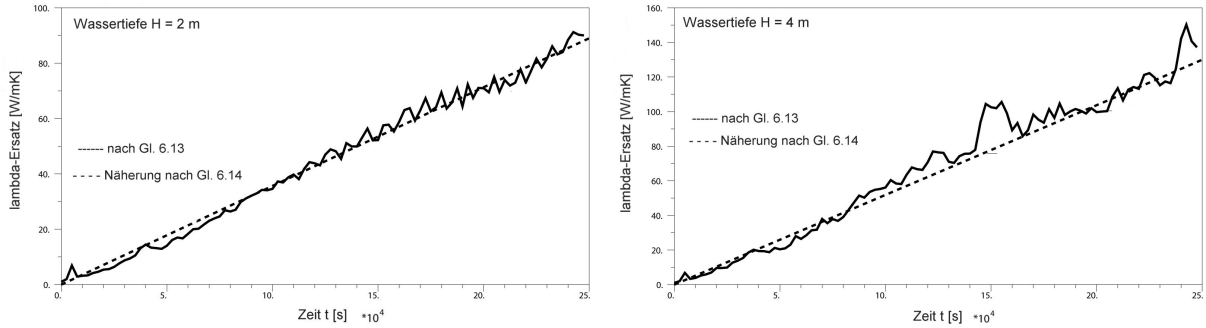


Abb. 6.22a,b Vergleich variable Ersatzleitfähigkeit nach Gl. 6.13 und Näherung Gl. 6.14 für 2 bzw. 4m Wassertiefe

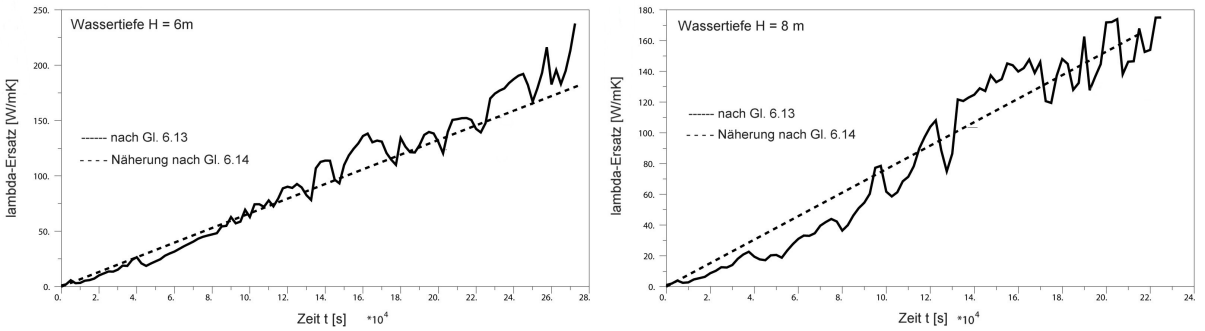


Abb. 6.22c,d Vergleich variable Ersatzleitfähigkeit nach Gl. 6.13 und Näherung Gl. 6.14 für 6 bzw. 8m Wassertiefe

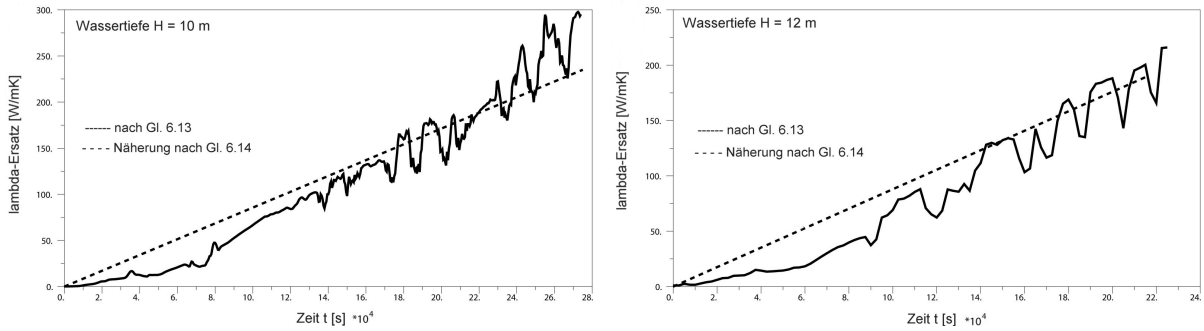


Abb. 6.22e,f Vergleich variable Ersatzleitfähigkeit nach Gl. 6.13 und Näherung Gl. 6.14 für 10 bzw. 12m Wassertiefe

Führt man den Temperaturvergleich am Ersatzsystem mit variablem Nu (gem. Gl. 6.13) und alternativ mit der linearen Näherung (Gl. 6.14) durch, erhält man die Verläufe in Abb. 6.23. Es ergeben sich für alle Fälle sehr gute Übereinstimmungen. Dabei liefert die Näherungslösung durchwegs ebenso gute Resultate wie die Formelauswertung, bei großen Wassertiefen sogar noch deutlich bessere.
Auch für den Zeitraum nach ~80h, in vielen Fällen ist die Baugrube dann bereits gelenzt, sieht die Situation noch zufriedenstellend aus (Abb. 6.23g), wobei tendenziell die Näherung ab dem Wärmezufuhr-Umkehrpunkt etwas über der tatsächlichen Temperatur bei der Konvektion liegt.
Ebenso behält die Näherung für den Fall einer anderen Betonrezeptur und Wärmezufuhr q(t), als der bislang verwendeten „Standard"-Rezeptur nach Kap. 3, ihre Gültigkeit (s. Anhang A6/4).
Von Interesse ist in diesem Zusammenhang auch die Frage, wie sensibel die Temperatur in der oberen Betonschicht der Unterwasserbetonsohle auf die Wassertiefe bzw. die angenommenen Nu-Verläufe reagiert. Dies lässt sich, wie schon in Kap. 5, durch eine Berechnung am „Gesamtsystem" (s.a. Abb. 5.26) mit Boden-, Beton- und Wasserschicht (von 2 bis 12m Tiefe), die mittels Iteration der Betonwärmeentwicklung durchgeführt werden muss, klären.
Einen Vergleich des Temperaturverlaufes in der obersten Betonschicht zeigt die Abb. 6.24. Dabei wurde für die unterschiedlichen Wassertiefen auch das Wasservolumen in der entsprechenden Höhe modelliert. Man erkennt, dass ab einer Wassertiefe von etwa 6m an kein spürbarer Unterschied in der Temperaturentwicklung mehr besteht. Selbst wenn man als Wassertiefe stets 10m modelliert und nur die Näherung für die Wasserleitfähigkeit ansetzt, ändert dies bis zu einer Tiefe von 4m praktisch nichts (Abb. 6.25). Dies unterstreicht aber auch, dass bei einer Betrachtung von noch längeren Zeiträumen bis zum Baugrubenlenzen (als in Abb. 6.23g) bei geringen Abweichungen in der Ersatzleitfähigkeit kein nennenswerter Fehler in der Berechnung der Betontemperaturen auftritt. Somit kann die lineare Näherung für alle betrachteten Zeiträume der Temperaturentwicklung angewendet werden.
An dieser Stelle lässt sich für den jetzt bekannten, tatsächlichen Wärmefluss q(t), der vom Beton nach oben abgegeben wird, überprüfen, inwieweit dieser der ursprünglich aus Kap. 5 übernommenen „Standardwärmeabgabe" q(t) entspricht: Abb. 6.26 zeigt die gute Übereinstimmung mit der Wärmeabgabe, die bei 100m/d Grundwassergeschwindigkeit nach unten abgegeben wird und hier angesetzt wurde. Außerdem erkennt man die nur geringe Abhängigkeit von der Wassertiefe, im Gegensatz zur Abhängigkeit von der Grundwassergeschwindigkeit (Kap. 5, Abb. 5.45).

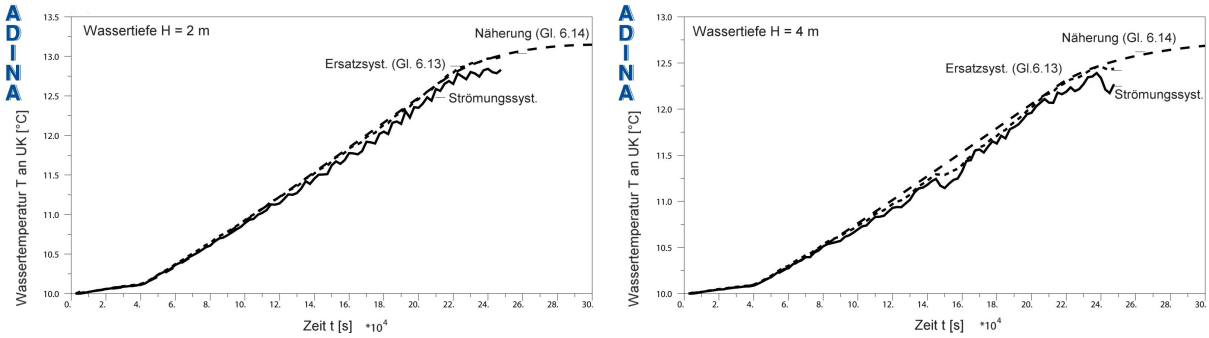


Abb. 6.23a,b Temperaturvergleich und Näherung für 2 bzw. 4m Wassertiefe

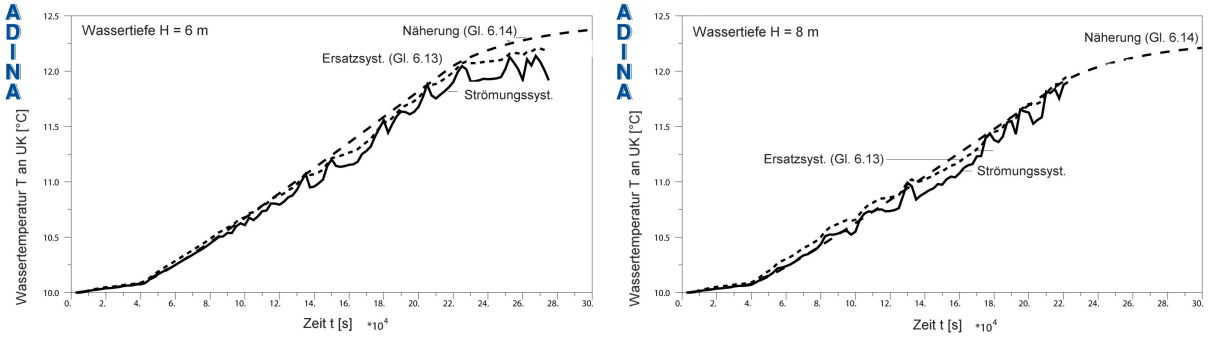


Abb. 6.23c,d Temperaturvergleich und Näherung für 6 bzw. 8m Wassertiefe

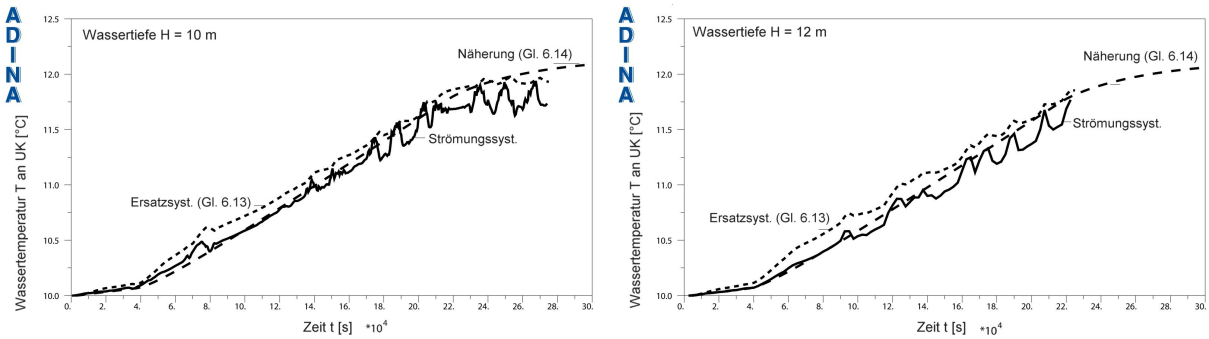


Abb. 6.23e, f Temperaturvergleich und Näherung für 10 bzw. 12m Wassertiefe

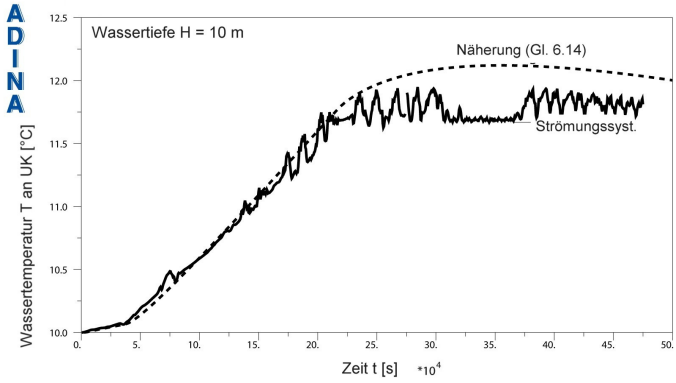


Abb. 6.23g Temperaturvergleich-Näherung für 10m Wassertiefe und t bis ~6 Tage

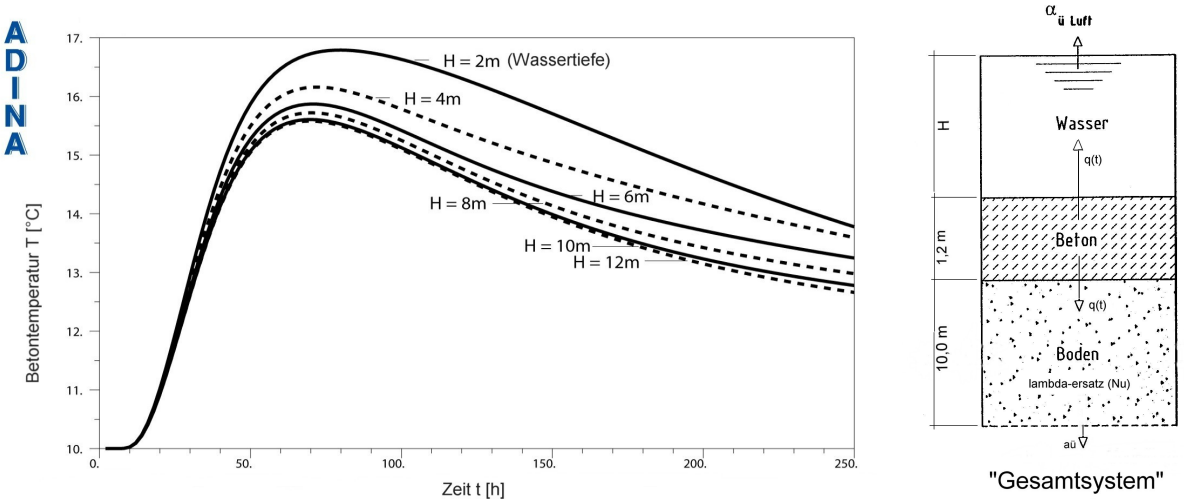


Abb. 6.24 Temperaturvergleich in der oberen Betonschicht bei verschiedenen Wassertiefen

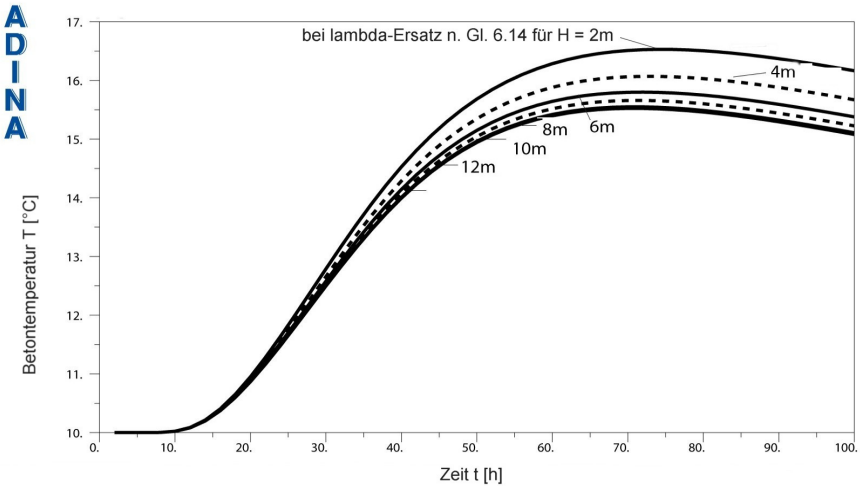


Abb. 6.25 Temperaturvergleich in der oberen Betonschicht bei Wassertiefe H =10m

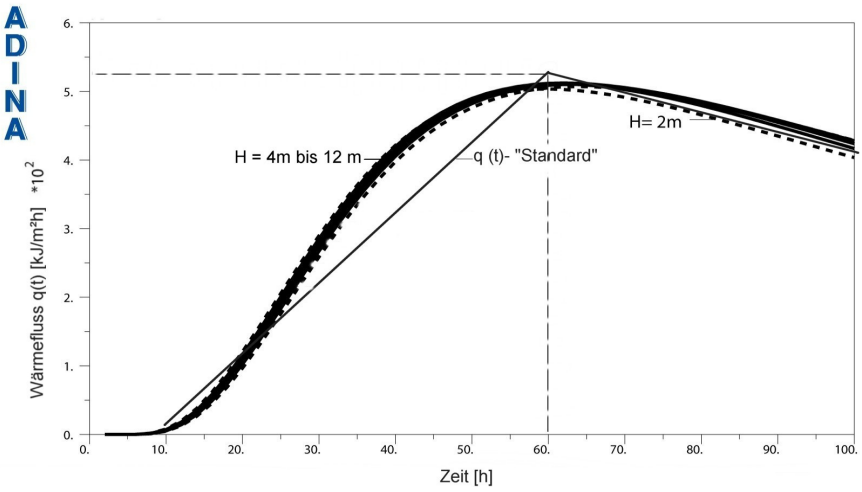


Abb. 6.26 Wärmefluss an der Sohlplatten-Oberseite ins Baugrubenwasser im Vergleich mit Standard-Wärmeabgabe q

6.3.6 Alternative Betrachtung des Wärmeübergangs ins Baugrubenwasser

Im Kapitel 5.3 wurde mit der Gl. 5.10 eine Beziehung für den freien Wärmeübergang von einer horizontalen Oberfläche in ein kälteres (unendlich ausgedehntes) Luftvolumen angegeben als *[195]*:

$$Nu = 0{,}15 \cdot \left[Ra \cdot f_2(\mathrm{Pr})\right]^{1/3} \quad \text{mit} \quad f_2(\mathrm{Pr}) = \left[1 + \left(\frac{0{,}322}{\mathrm{Pr}}\right)^{11/20}\right]^{-20/11}$$

Dieser Zusammenhang gilt ebenso für eine Wärmeübertragung in ein entsprechendes Wasservolumen über einer sich erwärmenden Fläche, wie es die Unterwasserbetonsohle und das darüber liegende Baugrubenwasser darstellen. Da gem. Abb. 6.26 der Wärmefluss von der Betonsohle ins Wasser nur geringfügig von der Wassertiefe abhängt, und bei unendlicher Wassertiefe keine relevante Erhöhung mehr zu erwarten wäre, ist auch bei den in der Praxis vorkommenden Wassertiefen von einer prinzipiellen Richtigkeit dieser Formelbeziehung auszugehen. Dadurch ergibt sich eine Möglichkeit, die Ergebnisse aus der etwas schwierigen Behandlung der freien Konvektion in den vorangegangenen Abschnitten zu überprüfen.
Definiert man also den Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ü} = Nu \cdot \lambda_{Wasser} / L$ (L = „Anströmlänge“ [m], unbekannt !) , ergibt die Umformung mit Gl. 5.10 die Beziehung:

$$\alpha_{ü} = 0{,}15 \cdot \lambda_{Wasser} \cdot \left[\mathrm{Pr} \cdot f_2(\mathrm{Pr}) \cdot g \cdot \beta \cdot \Delta T / \upsilon^2\right]^{1/3} \quad \text{(unabhängig von L !)} \qquad \text{(Gl. 6.15)}$$

dabei sind für die Parameter λ, β, υ und Pr die von der Wassertemperatur abhängigen Werte nach Kap. 6.2 einzusetzen. Außerdem muss die Differenztemperatur zwischen Betonoberseite und Baugrubenwasser (ΔT) bekannt sein. Abb. 6.27 zeigt die Abhängigkeit des Wertes $\alpha_{ü}$ von der Wassertemperatur bei verschiedenen festen Temperaturdifferenzen ΔT.
Geht man zunächst vereinfachend von einer Wassertemperatur von konstant +10°C aus, erhält man für den Wärmeübergangskoeffizienten näherungsweise:

$$\alpha_{ü} \cong 130 \cdot \Delta T^{1/3} \text{ [W/m²K].} \qquad \text{(Gl. 6.16)}$$

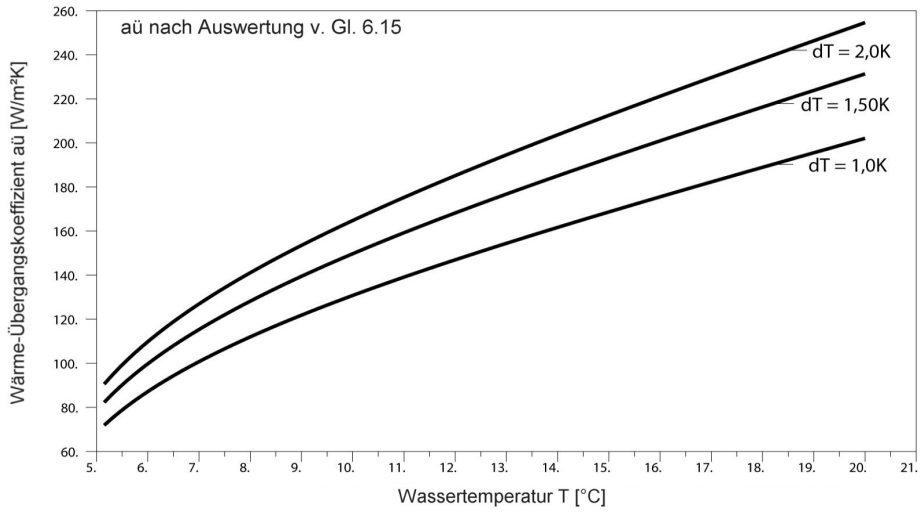


Abb. 6.27 Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit der Baugrubenwasser-Temperatur

Modelliert man auf diese Weise das thermische System der Unterwasserbetonsohle mit reiner Newton'scher Wärmeübergangsbedingung an der Sohlenoberseite (s. Abb. 6.29), kann über die (instationäre) Wassertemperatur keine Aussage gemacht, sondern nur eine Annahme getroffen werden: In erster Näherung ist dann T_{Wasser} = +10°C. Außerdem ist für ΔT stets die Betontemperatur an der Oberseite abzüglich 10°C Wassertemperatur anzunehmen. Es ergibt sich ein veränderlicher Übergangskoeffizient $\alpha_{ü}$ entsprechend Gl. 6.16, der im FEM-System als temperaturabhängig eingeführt werden kann. Im Vergleich zu einem festen Wert von z.B. 130 W/m²K bzw. der modellierten Ersatzleitfähigkeit nach Abschn. 6.3.5 im Ersatzsystem mit 10m Wassertiefe (s.a. Abb. 6.24) erhält man dabei Temperaturverläufe wie in Abb. 6.28.
Es zeigt sich, dass sich zwischen dem Fall mit festen und variablen Wärmeübergangs-Koeffizienten nach Gl. 6.16 kaum ein Unterschied feststellen lässt, beide Lösungen jedoch deutlich von derjenigen mit modelliertem Baugrubenwasser und Ersatzleitfähigkeit nach Kap. 6.3.5 abweichen. Die Tatsache, dass dort höhere Temperaturen erreicht werden, lässt auf die fehlende Berücksichtigung der Wassererwärmung und die unzutreffende Annahme der Wassertemperatur mit konstant +10°C in den beiden anderen Fällen schließen und zeigt, dass eine einfache Wärmeübergangsbedingung auch mit variablen $\alpha_{ü}$ nicht zur realistischen Abschätzung der Temperaturverläufe im Beton geeignet ist.

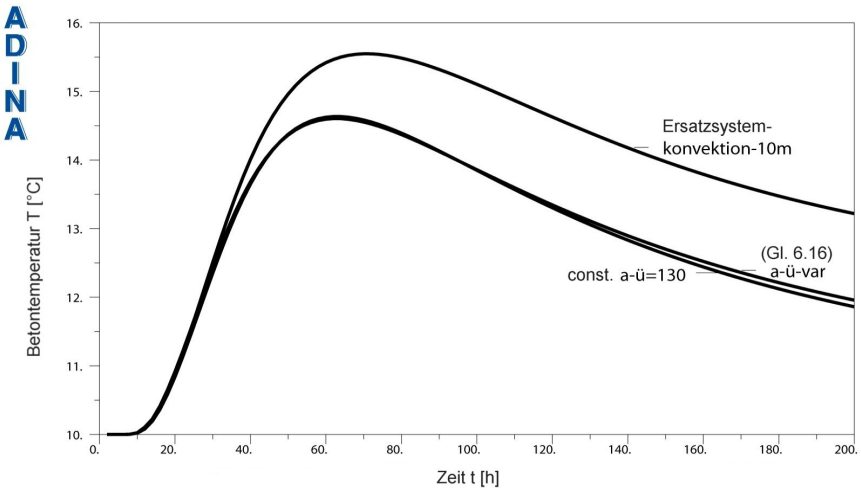


Abb. 6.28 Vergleich des Temperaturverlaufes in der oberen Beton-Randschicht bei versch. Modellierungen des Wärmeübergangs

Daher muss hier nach einer Lösung gesucht werden, die den Abhängigkeiten gem. Gl. 6.15 genügt. Möglich wird dies nur, wenn man vorab ein Ersatzsystem gem. Punkt 6.3.5 mit diskretisierter Betonplatte und Baugrubenwasser mit Ersatzwärmeleitfähigkeit betrachtet und hieraus den zeitlichen Verlauf der mittleren Wassertemperatur, die bei „echter" Konvektion der „Kerntemperatur" entspricht, sowie den der Beton-Randtemperatur an der Übergangsfläche zum Wasser ermittelt (s. Abb. 6.29b).
Natürlich muss dazu die Wärmeentwicklung im Beton, wie in Kap. 3 beschrieben, iterativ ermittelt werden. Mit diesen beiden Temperaturverläufen als Ergebnis lässt sich dann über eine separate Programmroutine der $\alpha_{ü}$(t)-Verlauf nach Gl. 6.15 berechnen und zusammen mit dem erhaltenen Verlauf der mittleren Wassertemperatur als Außentemperatur für die Newton'sche Wärmeübergangsbedingung im Programm ADINA-T ansetzen (s. Abb. 6.29a). Im Unterschied zur Gl. 6.16 ist $\alpha_{ü}$ diesmal nicht direkt temperatur-, sondern zeitabhängig definiert, oder besser ausgedrückt, temperaturabhängig vom Ersatzsystem (Abb. 6.29b).

Allerdings handelt es sich hier um ein iteratives Verfahren, denn die Temperatur an der Übergangsfläche Beton-Wasser muss bei beiden Systemen gleich sein. Dies würde eine Variation der Ersatzleitfähigkeit (Nu (t)) erfordern, die schließlich zu einem konvergenten Wert derselben führen muss, der sich dann ggf. mehr oder weniger von den Nu-Werten in Kap. 6.3.4 oder 6.3.5 unterscheiden könnte. Erhöht man dabei die Ersatzleitfähigkeit, sinkt die Betontemperatur im System Abb. 6.29b, die mittlere Wassertemperatur steigt etwas, und dadurch verringert sich der Ergebniswert für $\alpha_{ü}$ (t) in Gl. 6.15 aufgrund des geringeren Temperaturunterschiedes (s.a. Abb. 6.27). Die Betontemperatur im System Abb. 6.29a steigt deswegen und aufgrund der erhöhten „Außentemperatur" leicht an.
Umgekehrt kann aber ausgehend von den Nu-Werten gem. Kap. 6.3.5 untersucht werden, inwieweit die Temperaturverläufe am „Ersatzsystem" (Abb. 6.29) mit denen im System a) bei den korrespondierenden $\alpha_{Ü}$ -Verläufen übereinstimmen.

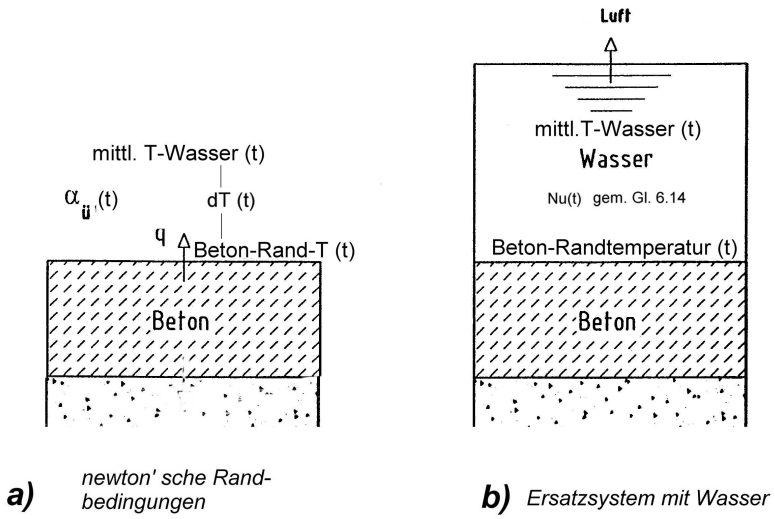


Abb. 6.29 Thermische Systeme zur iterativen Bestimmung d. Wärmeübergangs zum Wasser

Als Alternative dazu, kann man im System a), um die direkte Temperaturabhängigkeit im System selbst wieder herzustellen, zwar auf die Abhängigkeit der Parameter λ, β, υ und Pr von der Wassertemperatur verzichten (indem $\alpha_{ü}$ einfach nach Gl. 6.16 berechnet wird), jedoch die sich ändernde Wassertemperatur als variable Umgebungstemperatur für den Wärmeübergang sowie als Parameter in Gl. 6.16 einbeziehen. Eine entsprechende Iteration der Ersatzwärmeleitfähigkeit in b) wäre dann auch in diesem Fall erforderlich.
Die Temperaturverläufe auf Grundlage der Nu-Werte von 6.3.5 zeigt die Abb. 6.30 (Im Anhang A6/5 sind die zugehörigen Wärmeübergangswerte und mittleren Wassertemperaturen dargestellt). Dabei wurde nicht die Oberkante der Betonsohle direkt betrachtet, sondern eine Stelle 5cm weiter unterhalb, da die unterschiedlichen thermischen Modellierungen an der OK schlechter vergleichbare Temperaturverläufe liefern würden.
Es zeigt sich, dass die oben beschriebene Alternative mit Gl. 6.16, außer einer geringfügig besseren Anpassung im Temperaturhochpunkt, sich kaum von der „strengen" Umsetzung der Gl. 6.15 unterscheidet. Jedoch ergeben sich bei den Wärmeübergängen auf Grundlage der Gl. 6.15/6.16 im Zeitraum von 1 bis 6 Tagen generell geringere Temperaturen als im „Ersatzsystem b)", die auf eine größere Ersatzleitfähigkeit als unter 6.3.5 hindeuten. Andererseits aber ist die Übereinstimmung im Zeitraum danach deutlich besser als bei den „einfachen" Annahmen für $\alpha_{ü}$, die Abb. 6.28 zugrunde liegen. Welche Auswirkungen diese unterschiedlichen Abweichungen auf die Spannungsentwicklung in der oberen Betonschicht haben, geht

aus Abb. 6.31 hervor, die aufzeigt, dass vor allem ein konstanter Wärmeübergangswert zu größeren Abweichungen führt.
Versucht man folglich, durch Anheben der Ersatzwärmeleitfähigkeit eine Übereinstimmung zu erhalten, findet man, dass eine Vergrößerung der Nu-Werte um ~50% erforderlich wäre (Abb. 6.32 bzw. Anhang A6/5).

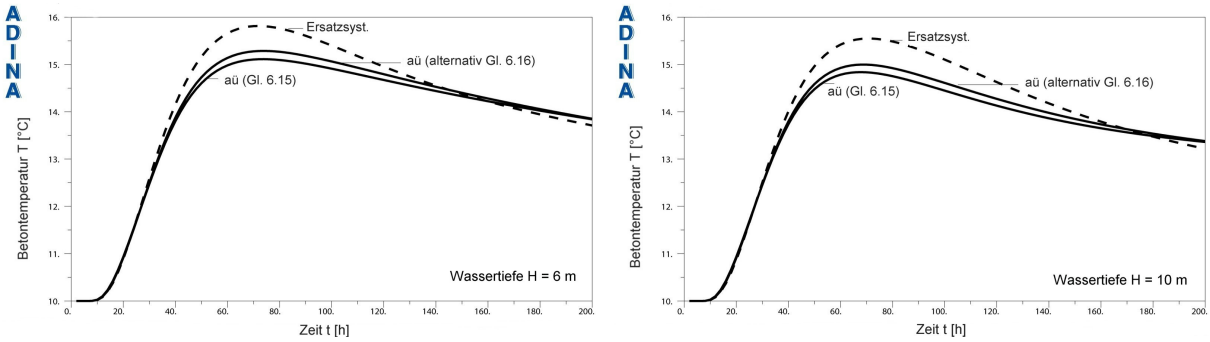


Abb. 6.30a,b Temperaturverlauf in der oberen Betonschicht bei Ersatzleitfähigkeit und Wärmeübergang für Wassertiefe 6m und 10m

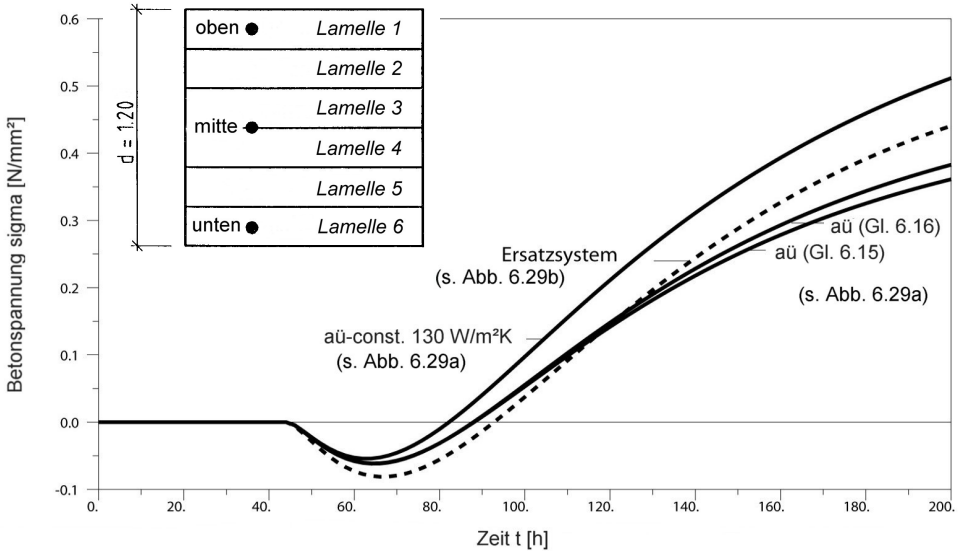


Abb. 6.31 Spannungsvergleich in der oberen Betonschicht für 10m Wassertiefe

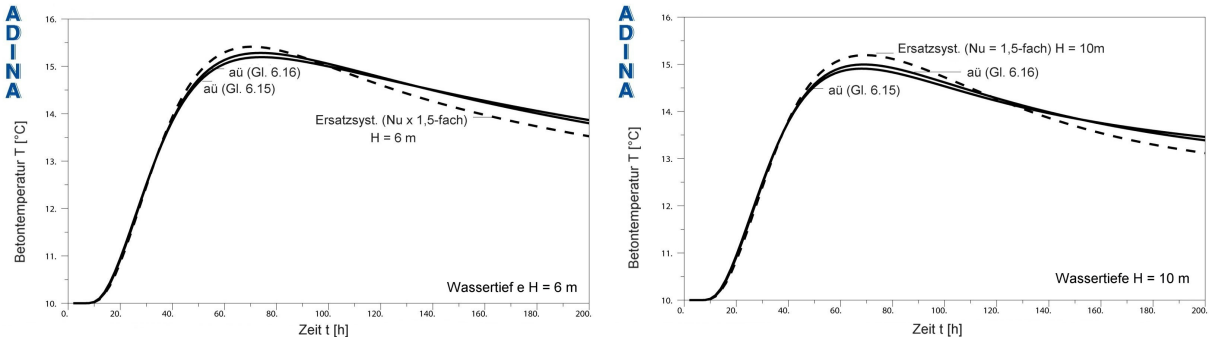


Abb. 6.32a,b Temperaturvergleich bei 1,5-facher Ersatzwärmeleitfähigkeit für H=6 bzw. 10m

Im Umkehrschluss könnte dies aber auch bedeuten, dass der von Gl. 6.15 gelieferte Wärmeübergang für den Fall der Unterwasserbetonsohle zu groß ist. Als Annahme für deren Gültigkeit wird in *[195]* nämlich von einem unendlich ausgedehnten Halbraum, an dessen unterer (unendlich ausgedehnter) Begrenzungsebene sich eine endliche erwärmte Fläche (Betonsohlenoberseite) befindet, ausgegangen, welcher nicht durch seitliche Begrenzungsflächen (Baugrubenwände) beeinflusst wird.
Simuliert man diese Randbedingungen im FEM-Strömungssystem (analog Abb. 6.12) als grobe Näherung derart, dass nur ein Teil der Grundfläche des Baugrubenwassers von unten erwärmt wird (Abb. 6.33), findet man einen geringeren Temperaturanstieg im Wasser unmittelbar darüber. Eine entsprechende Anpassung der Ersatzwärmeleitfähigkeit als Näherungsgerade mit 1,5-fachen Nu-Werten zeigt, dass die der Gl. 6.15 zugrundeliegenden Bedingungen tatsächlich einen etwa 50% höheren Wärmeübergang als bei „Baugrubenbedingungen“ erzeugen (Abb. 6.34). Folglich lässt sich eine Übereinstimmung der expliziten Betrachtung der freien Konvektion in Kap. 6.3.4 und 6.3.5 und ihrer Näherungslösung mit der alternativen Auswertung der allg. Formel Gl. 6.15, quasi als Gegenrechnung, im Spezialfall der Unterwasserbetonsohlen umso mehr, als aus den Vergleichsberechnungen (Abb. 6.24 bis 6.26) der relativ geringe Einfluss einer genau angesetzten Ersatzwärmeleitfähigkeit für das Baugrubenwasser auf die Betontemperatur hervorgeht.
Die in Gl. 6.14 vorgeschlagenen Näherungsgeraden für die Nu(t)-Zahl können also für alle weiteren Temperatur- und Spannungsberechnungen an Unterwasserbetonsohlen verwendet werden.

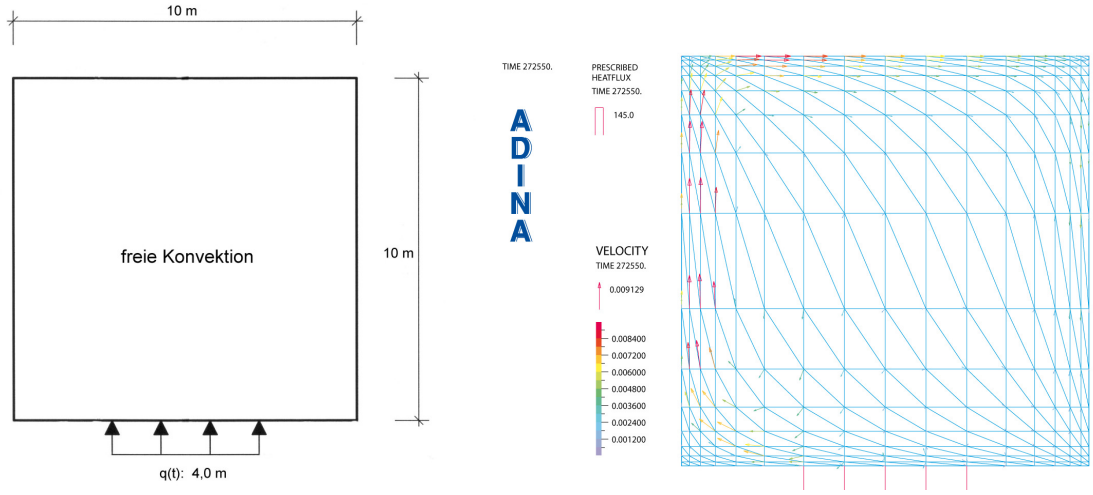


Abb. 6.33 FEM-System bei örtlich begrenzter Wärmezufuhr an der Unterseite

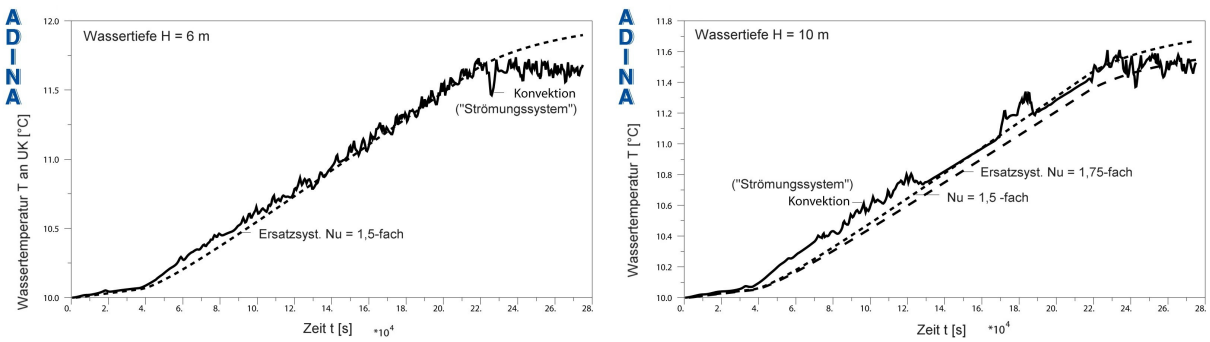
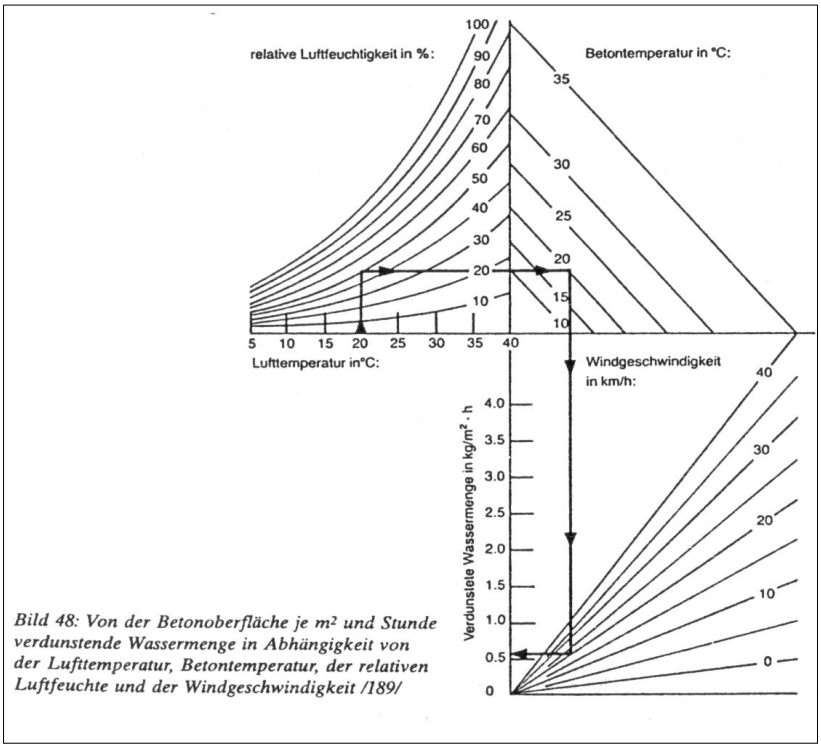


Abb. 6.34a,b Temperaturvergleich bei teilweiser Wärmezufuhr für 6 bzw. 10m Wassertiefe

6.4 Verdunstung an der Betonoberfläche bei gelenzter Baugrube

6.4.1 Allgemeines

Das Lenzen der Baugruben von Unterwasserbetonsohlen erfolgt im Normalfall nach einigen Tagen, bei mehreren Betonierabschnitten ggf. auch erst deutlich später nach Betonage des ersten Abschnitts. Die Hydratation des Sohlenbetons und dessen Spannungsentwicklung sind zu diesem Zeitpunkt jedoch noch nicht abgeschlossen. Insbesondere bei geringer Baugrubentiefe, wo die beim Lenzen freiwerdenden Druckkräfte aus Erddruck nur gering sind (s. Kap. 7.7), kann eine thermisch bedingte Rissgefährdung nach Lenzende bestehen bleiben. Daher kann eine möglichst genaue Bestimmung des weiteren Temperaturverlaufes auch nach dem Lenzen erforderlich werden.
Die herstellungsbedingt zu erwartende, relativ unebene Sohlenoberseite kann beim Lenzen nicht völlig von Oberflächenwasser befreit werden. Deshalb wird als neue thermische Randbedingung i.d.R. die Wasserverdunstung mit entsprechender Wärmeabgabe an die Luft maßgebend.



Unter der Voraussetzung, dass ausreichend Restwasser vorhanden ist bzw. ggf. sogar eine Nachbehandlung mit Wasser erfolgt, lässt sich die verdunstende Wassermenge w und damit auch die abgeführte Wärmeenergie beispielsweise anhand eines Diagramms (Abb. 6.35) bestimmen.

Abb. 6.35 Diagramm zur Ermittlung der Wasserverdunstung [112], Quelle: American Concrete Institute

Dabei geht neben der Oberflächentemperatur und der Lufttemperatur auch die relative Luftfeuchtigkeit sowie die Windgeschwindigkeit mit ein. Diese wirkt sich einfach als linearer Faktor auf die Wassermenge aus, wobei sie am Grund der Baugrube nur gering sein dürfte.
Geht man so beispielsweise bei 70% rel. Luftfeuchte und Windstille von einer Betonoberflächentemperatur von +15°C und einer Lufttemperatur von +10°C aus, erhält man eine Verdunstungsmenge von rund 0,08 l/hm². Befindet sich im Mittel noch 1cm Wasser in der Baugrube, würde der „Wasservorrat“ für 125 Stunden Verdunstung reichen.
Zu beachten ist in diesem Zusammenhang, dass bei rel. Luftfeuchtigkeiten unter 100%, auch dann Verdunstung stattfinden kann, wenn die Oberflächentemperatur gleich oder sogar niedriger als die Lufttemperatur ist. Jedoch steigt die Betontemperatur nach dem Lenzen normalerweise sehr schnell auf Werte über der Lufttemperatur an, wie eine FEM-Berechnung (ADINA-T) mit implizierten Wechsel des Wasservolumens zu einer Randbedingung mit definierten Wärmeabfluss nach 100h zeigt (Abb. 6.36).

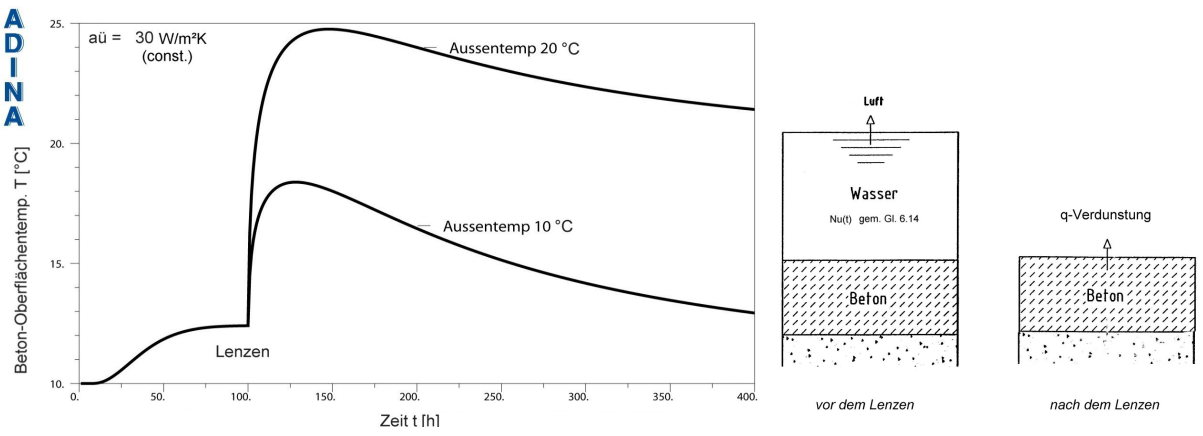


Abb. 6.36 Anstieg der Oberflächentemperatur nach theoretischer Berechnung bei abruptem Lenzen nach 100h, Lufttemperatur 10 bzw. 20°C und konst. Wärmeübergangswert

6.4.2 Thermische Modellierung der Wasserverdunstung

Die verbrauchte Energie pro verdunstetem Liter Wasser ist nicht konstant, sondern wiederum von der Temperatur des Wassers bzw. der Betonoberfläche abhängig. In *[34]* ist eine graphische Darstellung angegeben, die sich in linearer Form etwa wie folgt wiedergeben lässt:

$$q_{ver} = 2525 - 2{,}42 \cdot (T_{Beton} + 10) \text{ [kJ/kg]} \qquad \text{(Gl. 6.17)}$$

Wird das Diagramm in Abb. 6.35 für eine rel. Luftfeuchtigkeit von (üblicherweise) 70% und Windgeschwindigkeit 0 m/s ausgewertet, lässt sich die verdunstende Wassermenge in einer Kurvenschar wie in Abb. 6.37 darstellen. Eine davon abweichende rel. Luftfeuchtigkeit kann näherungsweise dadurch berücksichtigt werden, dass eine von der tatsächlichen Lufttemperatur abweichende angesetzt wird, bei welcher der absolut vorhandene Wassergehalt gleich ist. Abb. 6.38 bietet hierzu ein Hilfsmittel: Beträgt die rel. Luftfeuchte statt 70% beispielsweise 100%, so ist die Lufttemperatur um ~7 K zu erhöhen, bei nur 50% dagegen, um 5 K zu vermindern. Dafür wird ein Korrekturwert $C_{\Delta T}$ definiert.

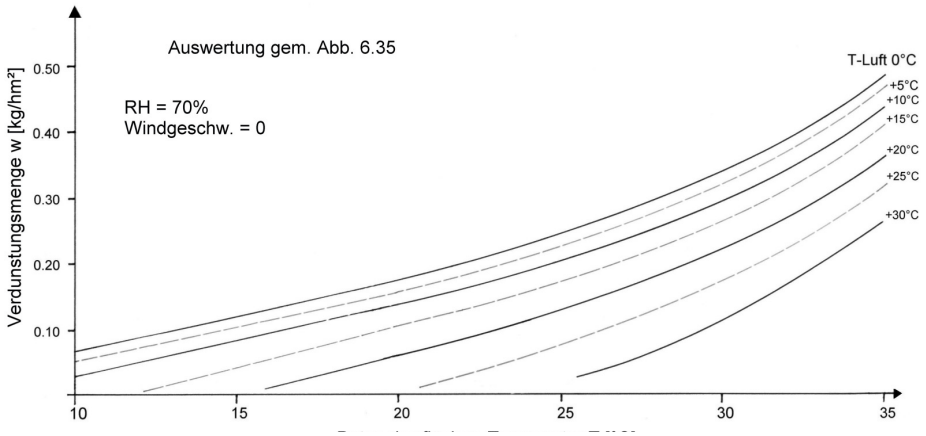


Abb. 6.37 Wasserverdunstung auf Betonoberfläche bei Windstille und 70% rel. Luftfeuchte

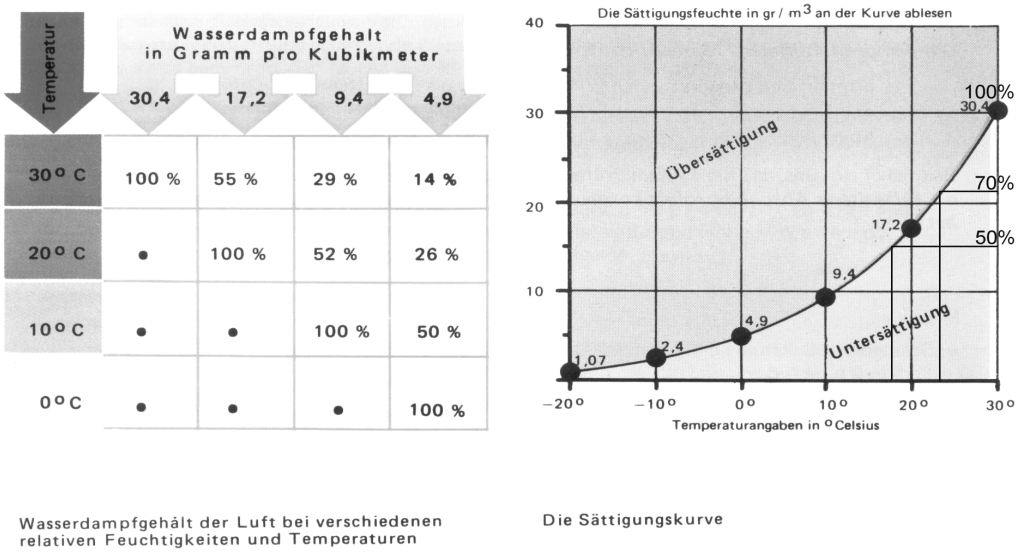


Abb. 6.38 Wasserdampfgehalt der Luft in Abhängigkeit der Temperatur [100]

Mathematisch können die Kurven in Abb. 6.37 genügend genau durch quadratische Parabeln angenähert werden, wobei die Lufttemperatur T_{Luft} als weitere Variable eingearbeitet ist (s. a. Anhang A6/6):

$$w(T_{Beton}, T_{Luft}, C_{\Delta T}) = 0{,}4133 \cdot 10^{-3} \cdot T_{Beton}{}^{2} - 0{,}0022 \cdot T_{Beton} - 0{,}143 \cdot 10^{-3} \cdot (T_{Luft} + C_{\Delta T})^{2} - 0{,}003067 \cdot (T_{Luft} + C_{\Delta T}) + 0{,}05567 \quad \text{[kg/hm²]} \qquad \text{(Gl. 6.18)}$$

Die der Oberfläche des Betons dabei entzogene Wärmeleistung $q_v(T_{Beton}, T_{Luft}, C_{\Delta T})$ [kJ/hm²] ist dann das Produkt aus Gl. 6.17 und 6.18, ggf. x Faktor f_w für Windgeschwindigkeit, der sich aus Abb. 6.35 ablesen lässt:

$$f_w \cong 1 + 0{,}235 \cdot v_{Wind} \quad \text{[km/h]} \qquad \text{(Gl. 6.19)}$$

Da die zeitveränderliche Temperatur der Betonoberfläche vorab nicht bekannt ist, scheint zunächst wieder eine iterative Berechnung des Wärmeflusses $q_v(t)$, wie bei der Bestimmung der Wärmeentwicklung aus Hydratation, sinnvoll. Jedoch verläuft hier eine Iteration divergent, da eine höhere Oberflächentemperatur eine größere Wassermenge verdunsten lässt und so dort mehr Wärme entzogen wird, was wiederum ein Absinken der Temperatur bewirkt und umgekehrt.
Daher wird der Wärmefluss in einen temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{ü,v}(\Delta T)$ umgerechnet, der dann direkt in der FEM-Wärmeberechnung angesetzt werden kann.
ΔT ist dabei die Differenz aus Betonoberflächen- und Lufttemperatur $(T_{Beton} - T_{Luft})$

$$\alpha_{ü,v}(T_B, T_L) = q_v(T_B, T_L, C_{\Delta T}) / (\Delta T) \quad \text{[kJ/hm²K]} \qquad \text{(Gl. 6.20)}$$

Die Ergebnisse der Gl. 6.20 zeigt Abb. 6.39 bzw. Anhang A6/6. Hier wird auch ein grundsätzliches Problem dieser Beziehung deutlich: Da die Verdunstung auch bei „negativer" Temperaturdifferenz stattfinden kann, nimmt $\alpha_{ü,v}$ auch negative Werte an, wobei am Umschlagpunkt ($\Delta T = 0$) unendliche Beträge auftreten. Daher muss dieser Umschlagbereich beim Ansetzen der Wärmeübergangswerte in der thermischen Berechnung ausgespart werden, und auch der negative Bereich kann im Programm ADINA nicht ohne weiteres angesetzt werden. Die thermische Berechnung bei einer Lufttemperatur von +10, +15 und +20°C zeigt die Abb. 6.40, wobei die Frischbetontemperatur jeweils gleich der Lufttemperatur gesetzt wurde. Man erkennt, dass die Temperatur der Betonoberfläche in den ersten 400 h kaum auf die Lufttemperatur absinkt. Das heißt, dass der „negative Ast" für $\alpha_{ü,v}$ unberücksichtigt bleiben kann (Abb. 6.41). Außerdem dürfte bis dahin das Restwasser bereits verdunstet sein.

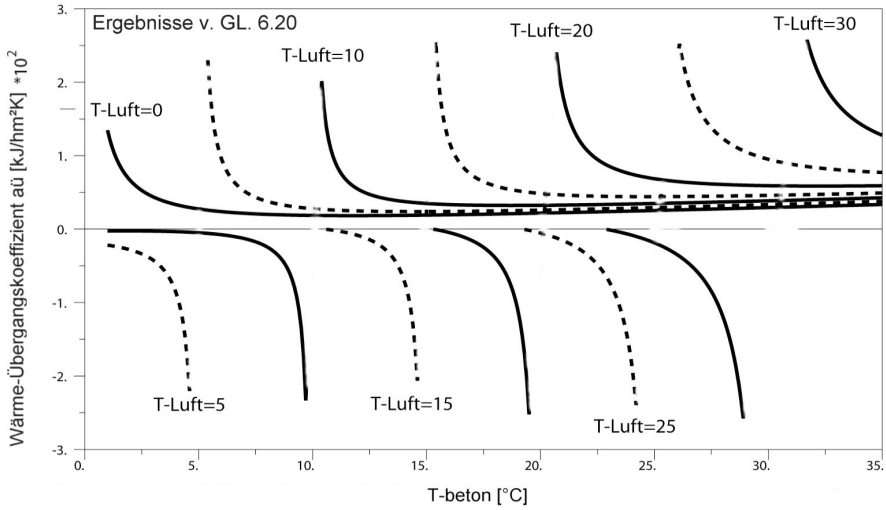


Abb. 6.39 $\alpha_{ü,v}(T_B, T_L)$ nach Gl. 6.20 für verschiedene Lufttemperaturen

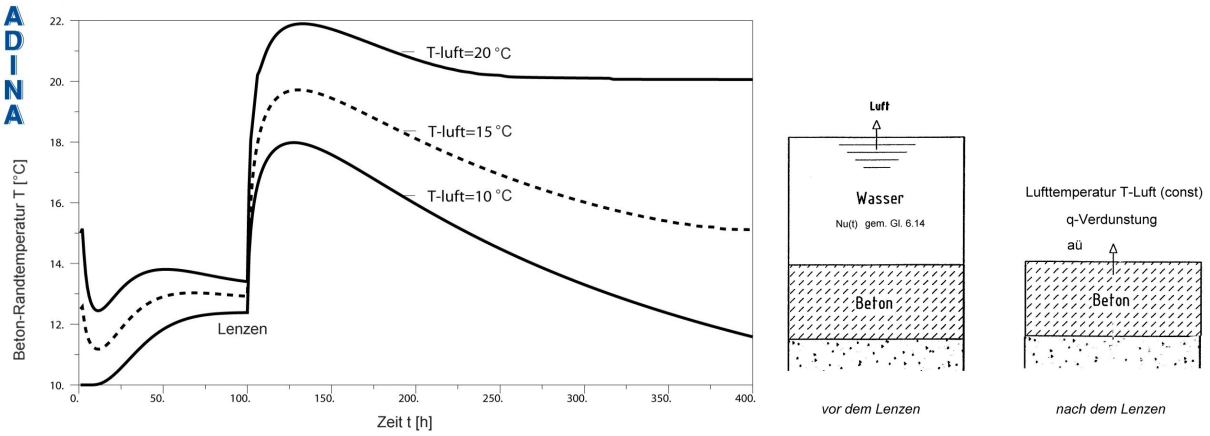


Abb. 6.40 Beton-Randtemperatur oben bei Lenzen nach 100h und nachfolgender Verdunstung

In Abb. 6.41 wird ferner deutlich, dass sich die Wärmeübergangskoeffizienten über einen weiten Oberflächentemperaturbereich auf einem relativ konstanten Niveau bewegen, wodurch eine Näherung mit konstantem $\alpha_{ü}$ ermöglicht würde.

Im Anhang A6/6 ist diesbezüglich ein Temperaturvergleich wiedergegeben, der eine befriedigende Übereinstimmung dokumentiert.

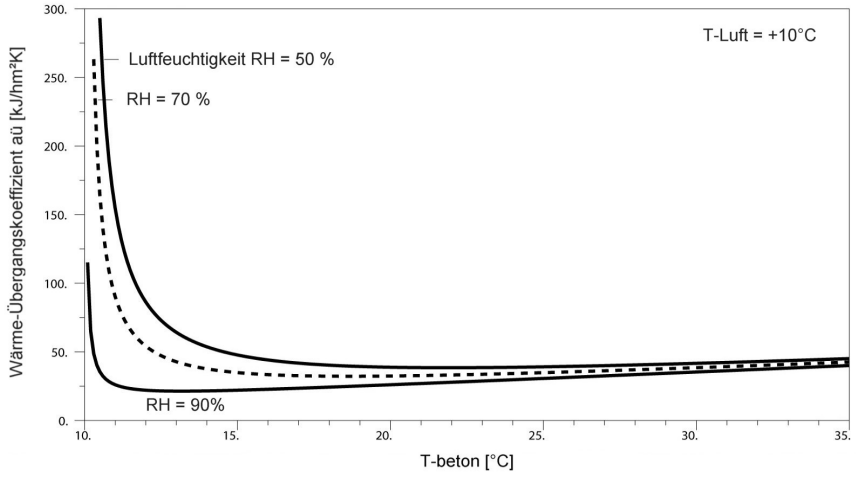


Abb. 6.41 „Positiver" Ast der fiktiven Wärmeübergangskoeffizienten aus Verdunstung gem. Gl. 6.20 bei +10°C Lufttemperatur und unterschiedl. rel. Luftfeuchtigkeiten

6.5 Zusammenfassung

Das bis zum Ende des Lenzvorgangs der Baugrube über der Betonsohle anstehende Grundwasser stellt für den Wärmeabfluss des jungen Betons eine besondere thermische Randbedingung dar. Anhand verschiedener Veröffentlichungen mit theoretischen Betrachtungen zum Phänomen der freien Konvektion (Rayleigh-Benard-Konvektion) und der sinngemäßen Übertragung auf das konkrete Problem der Unterwasserbetonsohlen lässt sich zeigen, dass auch hier ein erhöhter Wärmeübergang vom Beton nach oben ins Baugrubenwasser stattfindet. Wichtigste physikalische Kennzahl hierzu ist die sog. „kritische Ra-Zahl".
Mittels FEM-Strömungsberechnungen mit dem Programm ADINA-F lassen sich die besonderen Strömungseffekte, die in der Literatur für ausschließlich stationäre Verhältnisse beschrieben werden, qualitativ und quantitativ zufriedenstellend wiedergeben.
Darauf aufbauend werden für die instationären Verhältnisse der Unterwasserbetonsohlen FEM-Parameterstudien mit unterschiedlichen Wassertiefen und Baugrubenbreiten durchgeführt, die nur eine geringe Abhängigkeit der Temperaturentwicklung an der Sohlenoberseite von den Abmessungen der Baugrube erkennen lassen.
Ziel dieser Berechnungen ist eine Einführung von Ersatzwärmeleitfähigkeiten für das Baugrubenwasser, die, wie beim strömenden Grundwasser in Kap. 5, eine thermische „Gesamtberechnung" an einem eindimensionalen strömungslosen Ersatzsystem ermöglichen sollen. Dies gelingt mit den Kenntnissen aus Kap. 5 hier in einfacher Weise mit zeitlich linear ansteigenden Nu-Werten (Gl. 6.14) in Abhängigkeit der Wassertiefe. Ab einer Wassertiefe von etwa 6m und mehr kann für den Temperaturverlauf in der obersten Betonschicht sogar von einer einheitlichen Näherungsgeraden für die Nu-Werte Gebrauch gemacht werden.
Auch eine alternative Betrachtung des Konvektionseffektes mittels einer Formel für einen Wärmeübergangskoeffizienten einer erwärmten horizontalen Oberfläche kann diese Ergebnisse bei Beachtung der Vorraussetzungen und veränderlichen Formelparameter stützen.

Dies bedeutet jedoch nicht, dass der Wärmeübergang ins Baugrubenwasser durch eine einfache Newton'sche Wärmeübergangsbedingung formulierbar wäre, da auch in Gl. 6.15 die Abhängigkeit von der veränderlichen Umgebungstemperatur, die hier der Baugrubenwasser-Temperatur entspricht, besteht.
Schließlich ist noch eine weitere Randbedingung für die Sohlenoberseite zu beachten: Nach erfolgtem Lenzen der Baugrube befindet sich der Beton im direkten Kontakt zur Umgebungsluft. Da aber dabei noch von einer gewissen Restwassermenge, die sich in den Unebenheiten der Oberseite befindet, auszugehen ist, spielt dann der Mechanismus der Wasserverdunstung eine Rolle, weil dem Beton dabei deutlich mehr Wärme entzogen wird als beim „trockenen" Wärmeübergang.
Aufbauend auf konkreten Angaben für die Verdunstungsmengen aus der Literatur, wurde in Abhängigkeit der beteiligten Temperaturen und der Luftfeuchtigkeit ein Modell für einen temperaturabhängigen erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten (Gl. 6.20) erarbeitet, der, an den Lenzzeitpunkt angepasst, in das thermische „Gesamtsystem" ADINA-T direkt eingeführt werden kann.

7 Die mechanischen Randbedingungen und Eigenspannungen von Unterwasserbetonsohlen

7.1 Freie Krümmungen und Eigenspannungen

7.1.1 Allgemeines

Im Verlauf der fortschreitenden Hydratation stellt sich über die Sohlplattenhöhe, je nach thermischen Randbedingungen, ein unterschiedlicher, ungleichmäßiger und nichtlinear verteilter Spannungs- bzw. Dehnungsverlauf ein (s. Abb. 7.1). Jedes derartige Spannungsprofil lässt sich dabei mechanisch, unter Annahme ebenbleibender Querschnitte in einen gleichmäßigen Anteil (1), entsprechend einer Normalkraft bzw. einer Dehnung aus gleichmäßiger Temperaturänderung, in einen linearen Anteil (2), entsprechend einem Moment bzw. einem linearen Temperaturgradienten, und in einen inneren Eigenspannungsanteil (3) aufspalten (Abb. 7.2). Dabei ruft dieser auch bei unbehinderter Längenänderung und Verkrümmung des Bauteiles Eigenspannungen über den Querschnitt hervor (Abb. 7.2b). Diese sind umso geringer, je stärker sich die jeweilige Spannungsverteilung an einen linearen Verlauf anschmiegt. Ist die Spannung jedoch im Kern eines Querschnittes deutlich höher oder geringer als an den Rändern, so verbleibt ein sehr hoher Eigenspannungsbetrag.

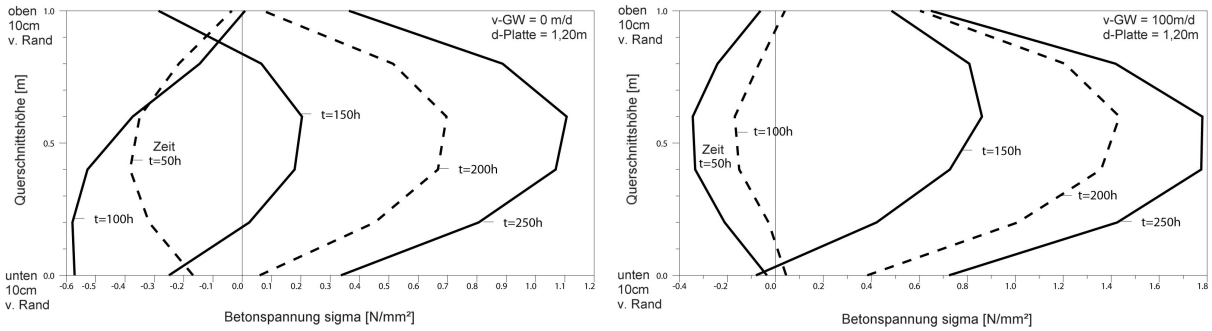


Abb. 7.1a,b Spannungsverteilung über die Querschnittshöhe (6 Höhenlamellen) bei Grundwassergeschwindigkeit 0 bzw. 100m/d und vollständiger mechanischer Behinderung zu verschiedenen Zeitpunkten (berechnet auf Grundlage der Kap. 3 bis 6)

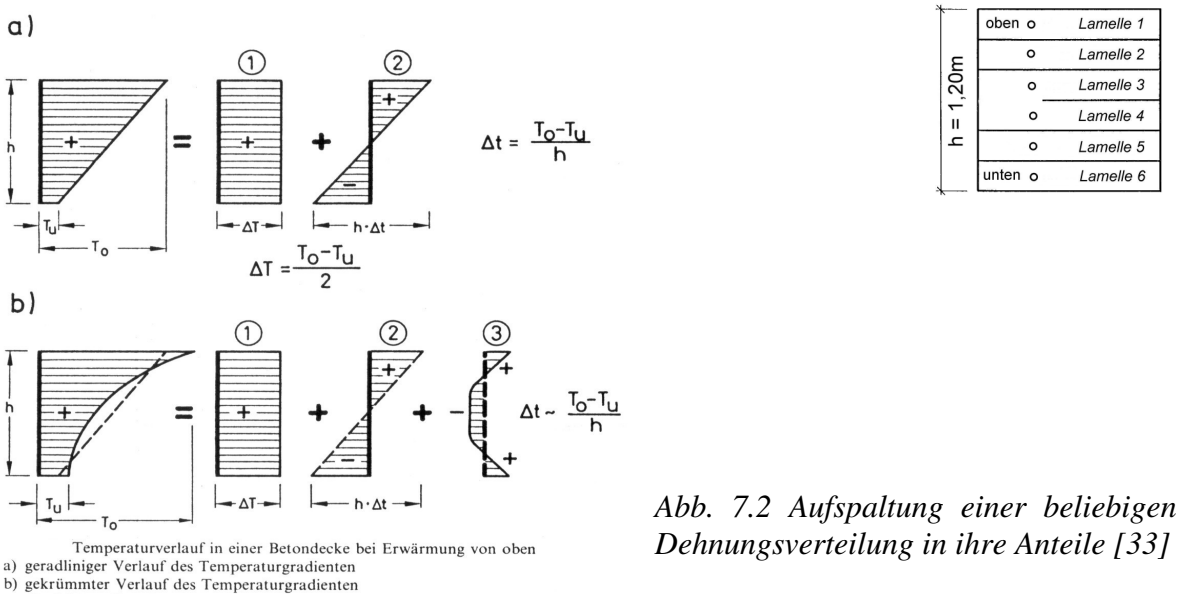
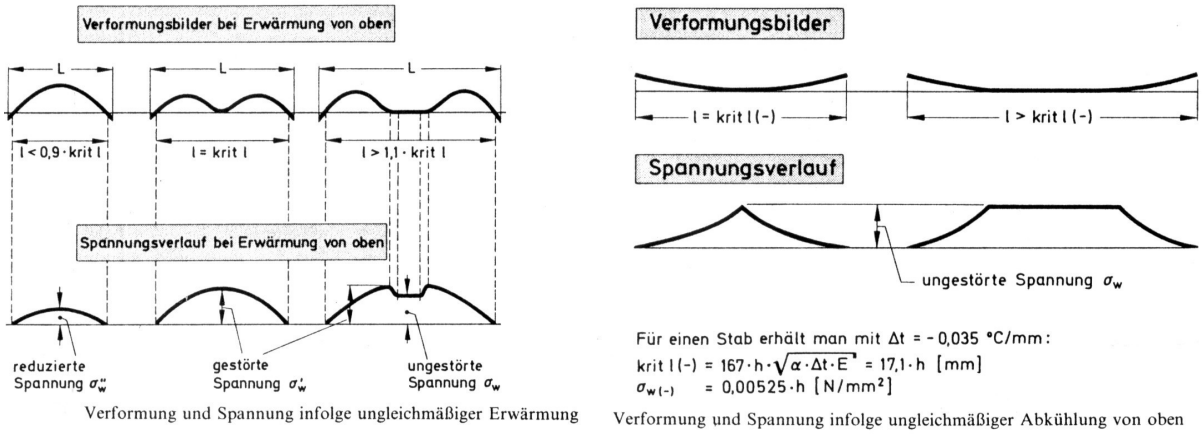


Abb. 7.2 Aufspaltung einer beliebigen Dehnungsverteilung in ihre Anteile [33]

Für den praktischen Fall bedeutet dies, dass neben dem Eigenspannungsanteil, der natürlich auch der Relaxation unterliegt, die linearen und konstanten Spannungsanteile in dem Maße wirksam bleiben, wie sich Längenänderung und Verkrümmung aus Gründen der mechanischen Randbedingungen nicht einstellen können.
Für Fahrbahndecken aus Beton *[33, 69]* besteht beispielsweise aufgrund der Anordnung von Längsfugen eine Verkürzungsmöglichkeit, die nur durch Bodenreibung teilweise behindert wird. Auch die Möglichkeit einer Verkrümmung, sowohl bei Erwärmung von oben, als auch bei Abkühlung, besteht in gewissen Grenzen: Im ersten Fall kommt es zum Abheben der Plattenmitte mit einer Hohllage, welche von der Plattenlänge abhängt (Abb. 7.3). Im anderen Fall können die Plattenenden abheben, was von einigen Autoren auch bildlich als „Aufschüsseln" bezeichnet wird.
Durch die Wirkung des Eigengewichts werden diese abhebenden Bereiche auf bestimmte Längen begrenzt, sodass sich die Zwangsspannungen aus behinderter Verkrümmung, von den Rändern beginnend, langsam wieder auf die vollen Werte aufbauen können.



Verformung und Spannung infolge ungleichmäßiger Erwärmung

Verformung und Spannung infolge ungleichmäßiger Abkühlung von oben

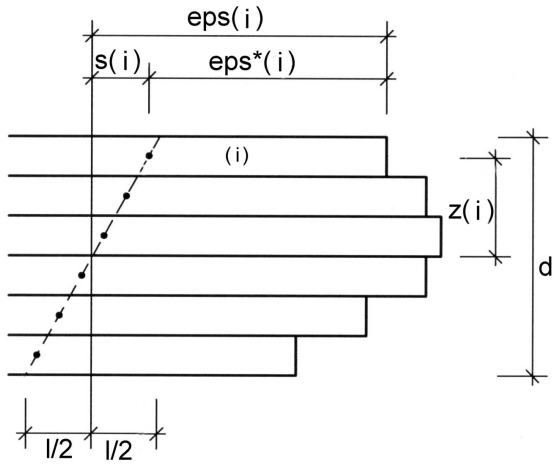
Abb. 7.3 Abheben einer Fahrbahn-Platte bei positivem/negativem Temperaturgradienten [33]

Im Fall der Unterwasserbetonsohlen wird eine Ausdehnung durch die seitlichen Baugrubenwände, abhängig von Richtung und Baugrubenabmessung, meist stark behindert (s. a. Kap. 7.3 u. 7.5), während eine Kontraktion der Platte, soweit sie noch vor dem Lenzvorgang, der durch ein Nachgeben der Wand in Baugrubenrichtung gekennzeichnet ist, auftritt, zu einer Ablösung der Sohlplatte von der Wand oder einem Durchriss innerhalb der Sohle führen kann. Dann wäre der „gleichmäßige" Spannungsanteil bei einer nur geringen Bodenreibung, z. B. infolge von Verschlammung, unerheblich.
In Bezug auf das Verkrümmen der Platte kann ein positiver Temperaturgradient nur dann zu einem ungehinderten Aufwölben in der Plattenmitte führen, wenn es sich um eine unverankerte Unterwasserbetonsohle handelt, wobei am Anschluss zur Baugrubenwand eine geringe Einspannwirkung zu erwarten ist. Dort besteht dann die Gefahr einer Ablösung der Sohlenunterkante von der Wand.
Ist die Sohle dagegen verankert, kann sie sich nur um einen geringen Betrag vom Untergrund abheben (s. Kap. 7.4), folglich kommt es nur zu einer geringen Verminderung des linearen Spannungsanteils in der Sohle.
Bei negativem Temperaturgradienten will sich die Platte wegen der vertikal gehaltenen Ränder an den Baugrubenwänden gegen den Widerstand des Bodens mehr oder weniger stark in den Untergrund eindrücken, wodurch auch in diesem Fall nur ein Teil des linearen Spannungsanteils abgebaut werden kann.

7.1.2 Ermittlung der unbehinderten Krümmung in der Sohlplatte

Um aus der Spannungsverteilung, die sich bei einer völligen Behinderung wie in Kap. 4 (s.a. Abb. 7.1) ergibt, den linearen Anteil bzw. die Krümmung im unbehinderten Zustand herausfiltern zu können, muss die Bedingung $\sum_1^n M_i = 0$

über die Plattendicke ausgewertet werden (s. Abb. 7.4).



n … Anzahl der Lamellen,
i … Nummer der Lamelle
d … Plattendicke [m]
Krümmung w“ = l/d [1/m]

$$s(i) = l \cdot \left(\frac{n+1}{2 \cdot n} - \frac{i}{n} \right) = l \cdot \left(\frac{1+n-2 \cdot i}{2 \cdot n} \right) =$$

$l \cdot F(n,i)$ [-] … Dehnung aus Krümmung, in Lamellenmitte (F(n, i)…Hilfswert)

$$z(i) = d \cdot \left(\frac{1+n-2 \cdot i}{2 \cdot n} \right) = d \cdot F(n,i) \text{ [m]}$$

… Hebelarm der Lamelle i bezügl. Schwerachse

Abb. 7.4 Beliebige Dehnungsverteilung in den Höhenlamellen

Ausgehend von der Annahme, dass eine gleichmäßige Längenänderung nicht stattfindet, verbleiben bei einer Krümmung der Platte w“ als spannungserzeugende Dehnungen die Differenzwerte eps*(i) für jede Lamelle. Die Bedingung $\sum_1^n M_i = 0$ lässt sich dann angeben als :

$$\sum_1^n [eps(i) - s(i)] \cdot E(i) \cdot z(i) \equiv 0 \;,$$

mit E(i) jeweiliger E-Modul der betreffenden Lamelle zum betrachteten Zeitpunkt (Gl. 7.1)

aufgelöst nach l erhält man nach Einsetzen von s(i) und z(i):

$$l = \frac{\sum_1^n eps(i) \cdot E(i) \cdot F(n,i)}{\sum_1^n E(i) \cdot F(n,i)^2} \qquad \text{(Gl. 7.2)}$$

und $$w'' = \frac{\sum_1^n eps(i) \cdot E(i) \cdot F(n,i)}{d \cdot \sum_1^n E(i) \cdot F(n,i)^2}$$

Um den ggf. unterschiedlichen zeitlichen Verlauf der E-Modul-Entwicklung $E(i,t)$, der aufgrund eines unterschiedlichen Hydratationsgradverlaufes in den einzelnen Höhenlamellen entstehen kann, richtig zu erfassen, ist diese Krümmung w“ aus Gl. 7.2 als zeitliches Inkrement $\Delta w''(t)$ zu verstehen und eps(i) ebenfalls als $\Delta\varepsilon(i,t)$.
Die so berechneten Krümmungsanteile müssen ab dem Zeitpunkt des Eintretens der „Feststoffeigenschaften“ bei $t = t_0$ zeitschrittweise aufaddiert werden, sodass für den unbehinderten zeitlichen Krümmungsverlauf schließlich gilt:

$$w''(t) = \sum_{t_0}^{t} \frac{\sum_{1}^{n} \Delta\varepsilon(i,t) \cdot E(i,t) \cdot F(n,i)}{d \cdot \sum_{1}^{n} E(i,t) \cdot F(n,i)^2} \cdot \Delta t \qquad \text{(Gl. 7.3)}$$

Dazu wird die bereits im Kap. 3/4 verwendete Programmstruktur, welche lamellenweise Dehnungs- und E-Modul-Verläufe ermittelte, entsprechend erweitert und liefert für unterschiedliche Randbedingungen, die in Abb. 7.5 dargestellten Krümmungsverläufe.
Die Werte sind in der Anfangsphase zunächst negativ und bleiben es bei geringer Grundwasserströmung auch, d.h. die Sohlplatte will sich nach unten durchbiegen und drückt so gegen den Untergrund. Dabei entspricht die ablesbare Größenordnung bei nicht strömendem Grundwasser nach ~100h einer linearen Temperaturdifferenz von max. etwa 13K ($\cong w''\cdot d / \alpha_t$) zwischen Ober- und Unterseite. Bei großer Fliessgeschwindigkeit, wo die Unterseite ähnlich stark abkühlt wie die Oberseite im Baugrubenwasser, geht die Krümmung geringfügig in den positiven Bereich.

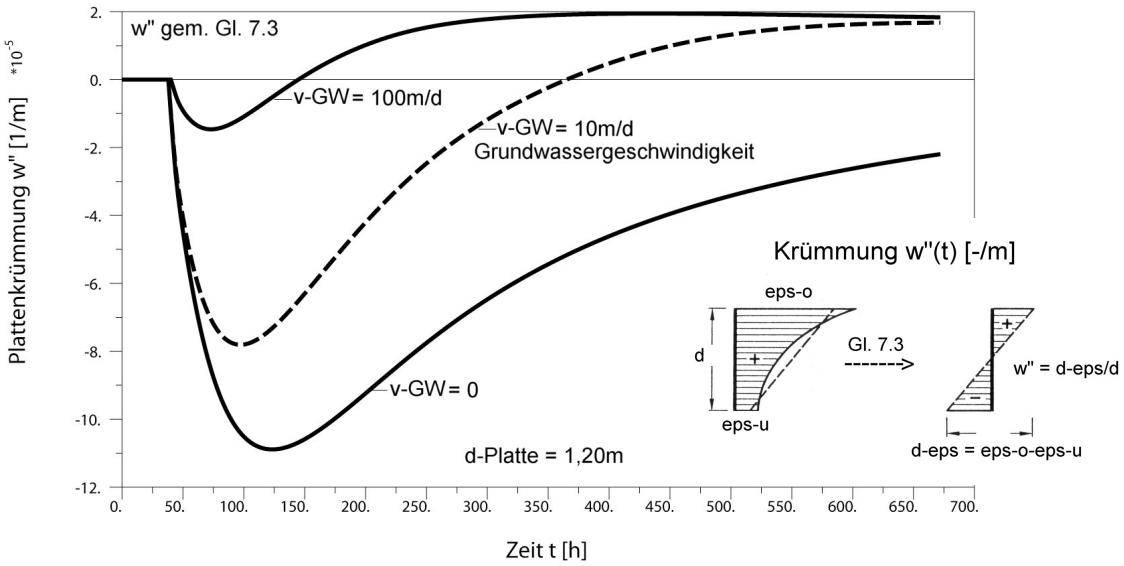


Abb. 7.5 „Freie“ Krümmungen (ohne Lenzen) bei unterschiedlicher Grundwassergeschwindigkeit und +10°C Frischbetontemperatur

Anders stellt sich die Lage bei Ansatz der thermischen Randbedingungen für den Lenzvorgang (s. Kap. 6) dar: Bei Abschluss des Lenzens zu unterschiedlichen Zeitpunkten (4, 6 oder 8 Tagen) treten bei höheren Grundwassergeschwindigkeiten auch stärkere positive Krümmungen auf (Abb. 7.6), wobei ein Lenzen nach bereits 4 Tagen i. d. R. nur bei unverankerten Sohlen, die kaum Biegebeanspruchung aus Auftrieb erleiden, möglich sein wird.

Jedoch ist der Unterschied bei abweichenden Lenzzeitpunkten ab etwa 10 Tagen kaum mehr spürbar. Auch die Frischbeton- und Lufttemperatur hat einen deutlichen Einfluss (Abb. 7.7a), während eine abweichende Betonrezeptur (mit niedrigerer Hydratationswärme) erwartungsgemäß nur von geringer Bedeutung ist (Abb. 7.7b). Eine unterschiedliche Sohlenstärke wird insbesondere bei geringer Grundwassergeschwindigkeit relevant (Abb. 7.7c).
Zusammenfassend kann man, bei einer Annahme des Lenzendes nicht vor ~6-8 Tagen *[196],* folgern, dass mit nennenswerten positiven Krümmungen nur bei höheren Frischbeton- bzw. Umgebungstemperaturen und gleichzeitig hohen Grundwassergeschwindigkeiten zu rechnen ist. Krümmungen w“ von ~ $+10 \cdot 10^{-5}$/m würden einer Berechnung nach erst bei +30°C Frischbetontemperatur und v_{GW} = 100 m/d auftreten.
Dagegen sind negative Werte bis $-10 \cdot 10^{-5}$/m bei ruhendem Grundwasser nach einigen Tagen ohne weiteres möglich. Im Anhang A7/1 sind alle zu Abb. 7.6/7.7 zugehörigen Dehnungsverläufe an Ober- und Unterseite dargestellt.

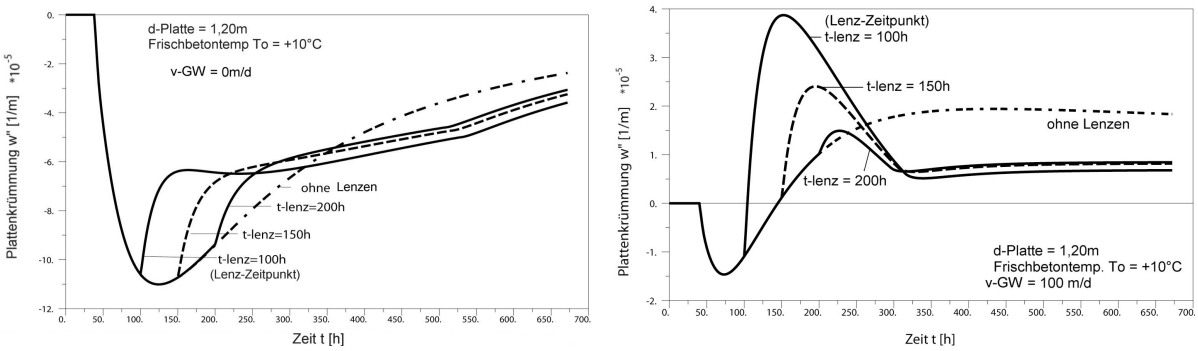


Abb. 7.6a,b Krümmungsverlauf bei unterschiedl. Lenz-Zeitpunkten für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

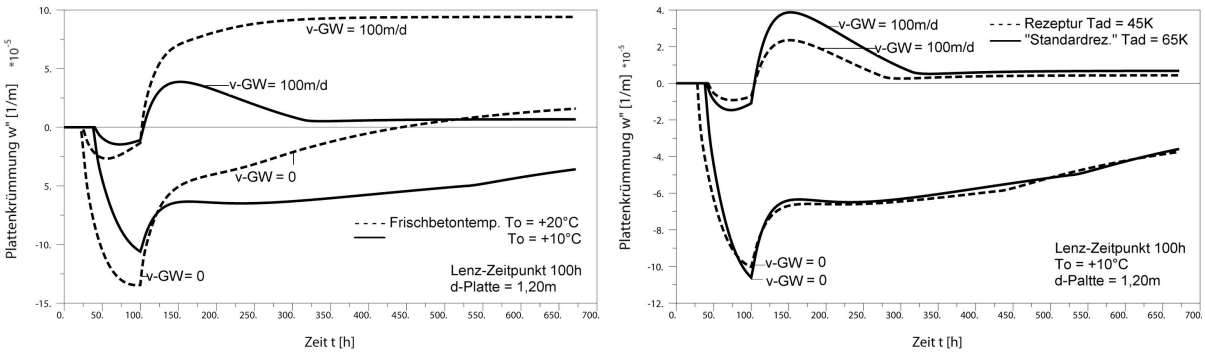


Abb. 7.7a,b Krümmungsverlauf bei unterschiedl. Frischbeton-/Umgebungstemperatur (a) und unterschiedl. Betonrezepturen (b) für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d (Lenzzeitpunkt 4 Tage)

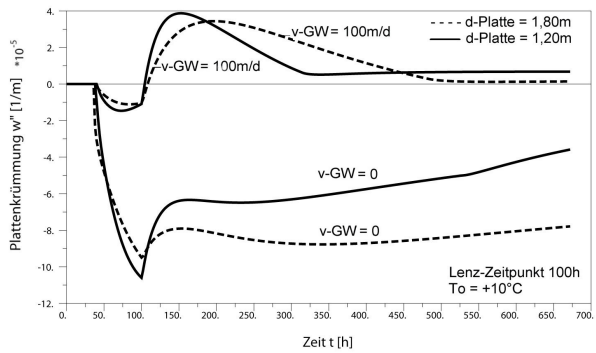


Abb. 7.7c Vergleichender Krümmungsverlauf bei Sohlenstärke 1,20m und 1,80m

7.1.3 Abminderung der Zwangsspannungen in der Sohlplatte bei unbehinderter Verkrümmungsmöglichkeit

Wie unter 7.1.1 angesprochen, ermöglicht die Entfaltung einer Verkrümmung bzw. Vertikalverformung in der Unterwasserbetonsohle den Abbau der linearen Spannungskomponente (Abb. 7.2) in den Zwangsspannungen.
Bevor versucht wird, die Bewegungsmöglichkeiten der Platte nach oben oder unten zu quantifizieren, soll im folgenden abgeklärt werden, wie stark sich der Extremfall einer völlig freien vertikalen Verformbarkeit auf den Spannungsabbau in den einzelnen Höhenlamellen auswirkt. Die dabei „abgeminderten“ Spannungen berechnen sich entsprechend Gl. 7.1 als

$$\sigma(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - s(i,t)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \qquad \text{bzw.}$$

$$\sigma(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta w''(t) \cdot d \cdot F(n,i)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \qquad \text{(Gl. 7.4)}$$

mit $\psi(i,t)$ …Relaxationsbeiwert gem. Kap. 4.6 der betrachteten Lamelle i zum Zeitpunkt t, wobei bei verhinderter vertikaler Bewegungsfreiheit der Term mit w“ zu Null wird.

Vergleicht man für die Grundwassergeschwindigkeiten 0 und 100m/d die Spannungsverläufe für starre (w“ = 0) und frei-verkrümmbare (Gl. 7.4) Verhältnisse, erkennt man (s. Abb. 7.8), dass die Unterschiede in den Spannungsbeträgen relativ gering ausfallen.
Dabei dürften sich für die Plattenmitte, die gleich der Schwerlinie ist, theoretisch keine Unterschiede ergeben (in Abb. 7.8 entspricht aber die „Mitte“ nicht genau der Schwerlinie, sondern der Lamelle Nr. 3 von insgesamt 6). In den Bereichen am oberen und unteren Plattenrand findet dagegen erwartungsgemäß eine Ausmittelung des Spannungsniveaus statt.
Im Anhang A7/2 sind FEM-Berechnungsergebnisse an einer einfachen, an der Unterseite elastisch gebetteten (k_s = 25 bis 50 MN/m³) und an zwei gegenüberliegenden Rändern gehaltenen Platte zusammengestellt, die zeigen, dass bei Plattenbreiten L über ~5m (zwischen den gegenüberliegenden Baugrubenwänden) die vertikalen Verformungsmöglichkeiten nach unten zunehmend hinter der für eine freie Verkrümmung ($f = w''\cdot L^2/8$) erforderlichen zurückbleiben, und somit bei Unterwasserbetonsohlen keine nennenswerte Spannungsminderung infolge negativer Krümmung zu erwarten ist.
Bei positiven Krümmungen und unverankerter Sohle wird dies möglich, wobei die Hebung f in Feldmitte ebenfalls $f = w''\cdot L^2/8$ beträgt.
Ist die Sohle verankert, ergibt sich wiederum eine elastische Behinderung für die positiven Krümmungen, die sich bei wirtschaftlicher Stahlausnutzung der vertikalen Anker, in eine flächige Bettung umgerechnet, abhängig von der Grundwasserhöhe auch in der Größenordnung von ~ 10 bis 20 MN/m³ bewegt. Das bedeutet, dass die positiven Krümmungen und entsprechenden Spannungsminderungen dann in etwa gleich starker Weise wie die negativen verhindert werden.
Dabei ist zu beachten, dass die maximalen positiven Krümmungen, die sich bevorzugt bei höheren Grundwassergeschwindigkeiten entwickeln können (s. Abb. 7.6/7.7), zu einem Zeitpunkt von etwa 2 Tagen nach dem Lenzen auftreten. Damit die Betonzugfestigkeit mehr als ~ 50% der Endfestigkeit erreicht hat, bedarf es jedoch einer Zeit von (s. Kap. 4.4) mindestens etwa 6 Tagen. Deshalb kann ein zu frühes Lenzen u. a. auch zu lokalen Überbeanspruchungen oder Vorschädigungen im Bereich der Ankerkrafteinleitung in der Platte führen, da die Anker

in Feldmitte zusätzlich aus der Auftriebskraft gedehnt werden. In *[196]* wird deshalb für rückverankerte Sohlen ausdrücklich auf die Erfordernis einer bestimmten Spaltzugfestigkeit beim Baugrubenlenzen hingewiesen.

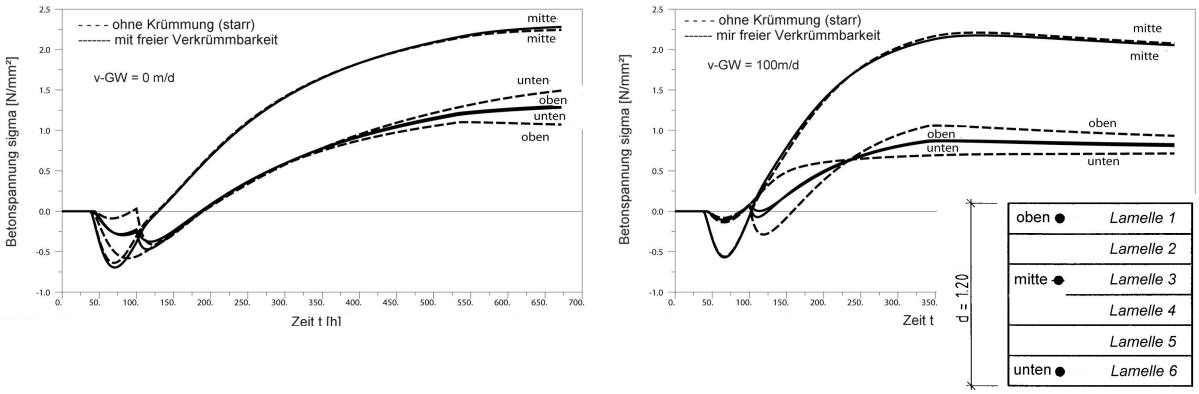


Abb. 7.8a,b Spannungsvergleich mit und ohne Krümmung bei v_{GW} *= 0 und 100m/d*

7.1.4 Abminderung der Zwangsspannungen in der Sohlplatte bei unbehinderter horizontaler Verformung

Für den Fall einer freien Verformbarkeit in horizontaler Richtung, wie sie an einer Arbeitsfuge unter Wasser auftritt, kann zusätzlich der Anteil der konstanten Längsspannung (Anteil „1“ in Abb. 7.2) eliminiert werden. Es bleibt dann nur noch der (innere) Eigenspannungsanteil $\sigma'(n,t)$ übrig.

$$\sigma'(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta w''(t) \cdot d \cdot F(n,i) - \Delta u'(t)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \qquad \text{(Gl. 7.5)}$$

mit u’(t) …über die Querschnittshöhe konstante freie Dehnung
Die Bestimmung von u’ erfolgt unter Annahme ebenbleibender Querschnitte über die Bedingung $\sum_{1}^{n} N_i = 0$ für jeden Zeitpunkt (N_i Normalkraft in der Lamelle i) : Abb. 7.9

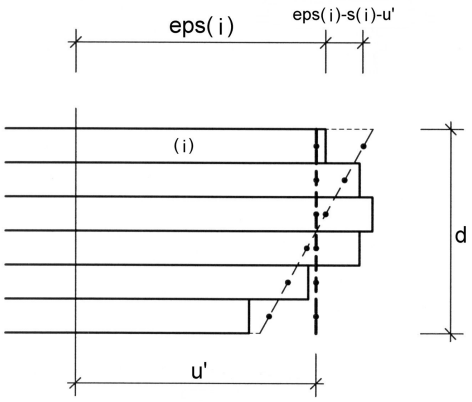


Abb. 7.9 Dehnungsverteilung bei freier Längsverformung

$$\sum_{1}^{n}[eps(i)-u']\cdot E(i)\equiv 0\,,$$ aufgelöst nach u erhält man analog Gl. 7.2/7.3 (Gl. 7.6)

$$u'=\frac{\sum_{1}^{n} eps(i)\cdot E(i)}{\sum_{1}^{n} E(i)} \quad \text{bzw.} \quad u'(t)=\sum_{t_0}^{t}\frac{\sum_{1}^{n}\Delta\varepsilon(i,t)\cdot E(i,t)}{\sum_{1}^{n}E(i,t)}\cdot\Delta t \qquad \text{(Gl. 7.7)}$$

Strenggenommen müsste Gl. 7.6 unter Berücksichtigung einer freien Verkrümmung lauten:

$$\sum_{1}^{n}[eps(i)-s(i)-u']\cdot E(i)\equiv 0\,, \qquad \text{(Gl. 7.8)}$$

was umgeformt und aufgelöst nach u' bedeuten würde :

$$u'=\frac{\sum_{1}^{n} eps(i)\cdot E(i)-w''\cdot d\cdot\sum_{1}^{n}F(n,i)\cdot E(i)}{\sum_{1}^{n}E(i)} \qquad \text{(Gl. 7.9)}$$

Allerdings kann mit guter Näherung $\sum_{1}^{n}F(n,i)\cdot E(i)\ \cong 0$ angenommen werden, (Gl. 7.10)

da sich die E-Moduli an der Ober- und Unterseite im Vergleich zum Kernbereich nicht sehr stark unterscheiden. Dies bestätigt auch der Vergleich in Abb. 7.10, die den Verlauf von u'(t) nach Gl. 7.7 und 7.9 zeigt.

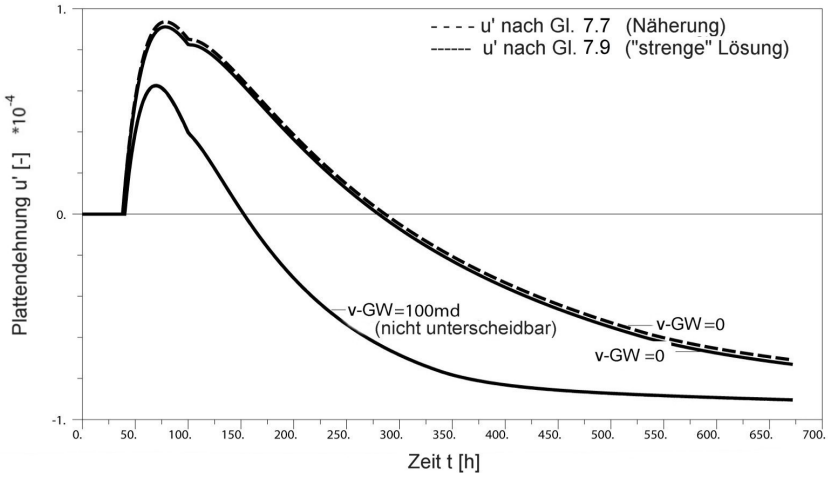


Abb. 7.10 Freie Dehnung u'(t) bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit und Lenzen

Wertet man abschließend die Betonspannungen nach Gl. 7.5/7.7 aus und vergleicht diese mit denen nach Gl. 7.4, ergibt sich erwartungsgemäß ein großer Unterschied (Abb. 7.11), gegenüber dem die Abweichungen bei behinderter/unbehinderter Vertikalverformung gering bleiben: Nur im Kernbereich der Platte kommt es noch zum Aufbau von Zugspannungen, an den Randbereichen entsteht eine Druckspannung.
Allerdings kann es dann im frühen Alter (hier ~75h) auch zu einer geringen Zugspannung an den Rändern kommen.

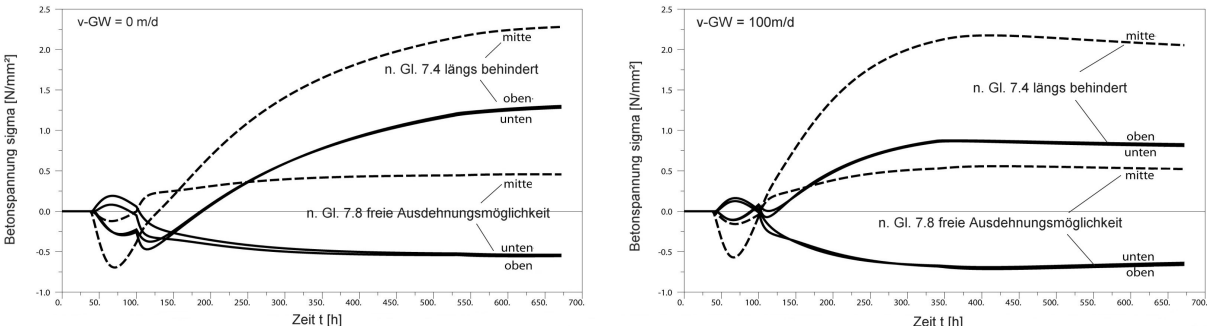


Abb. 7.11a,b Spannungsvergleich mit und ohne horizontaler Ausdehnung bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit

7.2 Einfluss der Bodenreibung an der Sohlenunterseite

Bei Fahrbahndecken oder üblichen Fundamentplatten im Trockenen bildet sich zwischen der Unterseite des Plattenbetons und dem Untergrund eine mehr oder weniger gute Verzahnung aus, die bei Relativverschiebungen in horizontaler Richtung Reibungskräfte mobilisiert *[94, 148, 149]*. Diese stellen für die sonst freibeweglichen Platten eine Dehnungsbehinderung dar, die, abhängig von der Größe des Reibbeiwertes, zu Zwangsspannungen führt. Je größer dabei die fugenlose Plattenlänge ist, desto höhere (Zug-)Spannungen können sich aufbauen. In bestimmten Fällen wird dem durch die Verwendung von Gleitschichten in Form von Folien auf dem Untergrund entgegengewirkt.

Bei Unterwasserbetonsohlen findet man während der Betonage unweigerlich eine gewisse Verschlammung auf der Aushubsohle vor, die sich trotz spezieller Vorkehrungen, z. B. durch Absaugen, nicht völlig vermeiden lässt *[196]*. Diese führt prinzipiell zu einer Abminderung potentieller Reibungskräfte. Hinzu kommt die geringere Auflast durch das Betongewicht unter Wasser.

Jedoch kann sich aufgrund von Unebenheiten und Furchen beim Aushub unter Wasser auch eine stärkere unvorhergesehene Verzahnung mit der Betonsohle ergeben, die einem mehr oder weniger starren Verbund entsprechen würde.

Andererseits besteht für die Sohlplatte eine nur beschränkte horizontale Bewegungsmöglichkeit zwischen den Baugrubenwänden, weshalb es zu keinen größeren Relativverschiebungen zwischen Beton und darunter liegendem Erdreich kommen kann, zumal die Wandeinbindung unterhalb der Aushubsohle den Boden horizontal zusätzlich mit dem Sohlenbeton koppelt.

Entsteht aber aufgrund von Betonierabschnitten ein freier Rand in der gefluteten Baugrube, der eine Bewegung einer Plattenseite zulässt, stellt sich die Frage, inwieweit sich die in Abschn. 7.1.4 behandelten Verhältnisse einer unbehinderten horizontalen Beweglichkeit am Plattenrand einstellen. In diesem Zusammenhang ist zunächst die Verformung des Bodens selbst aufgrund seiner Temperaturänderungen unterhalb der Sohle von Interesse.

Hierfür wird ein 2-dimensionales thermo-elastisches Modell untersucht, das die horizontalen Verschiebungen der Sohlplatte und des darunter liegenden Bodens unter Hydratationswärme-Einwirkung liefert (Abb. 7.12). Hierzu erfolgt zunächst eine Temperaturfeldberechnung in der Boden- und Wasserumgebung, deren Ergebnisse im zweiten Schritt Grundlage einer elastischen Verformungsanalyse sind. Dabei wurde für den linken Rand des Bodens freie horizontale Verschieblichkeit angenommen, um einen besseren Vergleich mit der Sohlplattenverformung des Betons zu erhalten. Im Anhang A7/3 sind die entsprechenden Temperatur- und Verschiebungsfelder des Bodens und der Platte dargestellt. Es wird dabei deutlich, dass der Boden je nach Grundwassergeschwindigkeit eine mehr oder weniger starke Erwärmung er-

fährt, und diese sich unterschiedlich tief ausbreitet. Vereinfachend vorrausgesetzt wird dabei, dass der wassergesättigte Boden einen thermischen Ausdehnungskoeffizienten ähnlich dem von Gestein oder Beton besitzt. Inwieweit diese Annahme der Realität entspricht, müsste jedoch erst experimentell geklärt werden, da sich die einzelnen in Kontakt befindlichen Bodenkörner bei Ausdehnung mittels Wasserverdrängung auch umlagern könnten bzw. eine Ausdehnung des Bodens verstärkt in die Vertikale erfolgen könnte.
In Abb. 7.13 wird die freie thermische Horizontalverschiebung u(t) der Platte mit der korrespondierenden Verschiebung des Bodens an der Plattenunterseite, die sich rein aus der Bodenerwärmung durch die darüber liegende Sohlplatte ergibt, verglichen. Dabei besteht kein mechanischer Reibschluss zwischen Platte und Boden, nur die Temperaturberechnung beruht auf dem „Gesamtsystem“ Beton/Wasser/Boden.

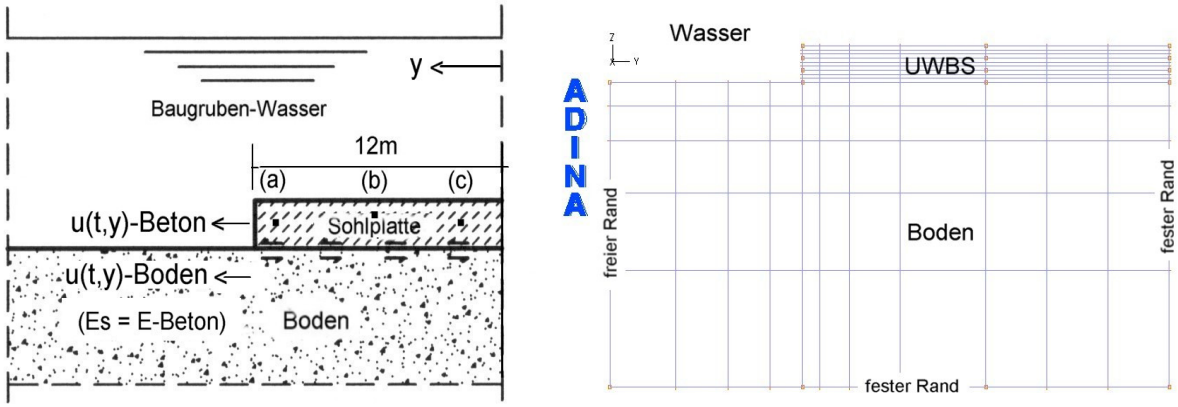


Abb. 7.12 Modell zur Bodenreibung

Man erkennt, dass die Bodenverschiebung in den ersten Tagen nur einen Bruchteil der Plattenverformung beträgt, später aber bei 28 Tagen bis zur Hälfte. Die mechanische Behinderung innerhalb des Bodens ist demnach relativ stark. Erst wenn die Erwärmung tiefer in den Boden eindringt, kann eine im Verhältnis zur Betonplatte stärkere Verschiebung im Boden eintreten. Dabei ist der affine Verlauf der Werte an verschiedenen Stellen (a bis c) der Plattenlängsrichtung gut erkennbar. Dies bedeutet, dass unter diesen Vorraussetzungen an der Kontaktfläche Platte/Boden vor allem in den ersten Tagen Relativverschiebungen zu erwarten sind, die Reibungskräfte erzeugen könnten.

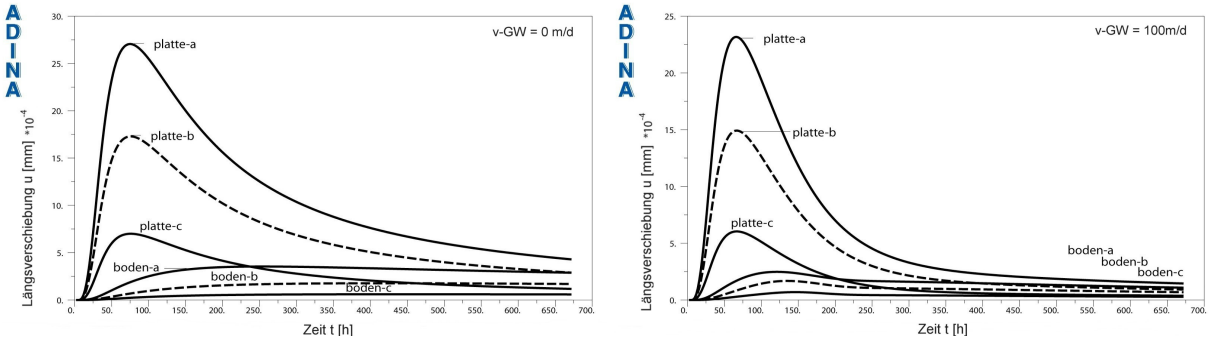


Abb. 7.13a,b Vergleich der Längsverschiebungen u(t) von Platte und Boden bei drei verschiedenen Entfernungen („a“, “b“, “c“ s. Abb. 7.12) vom Plattenende für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, ohne mech. Kopplung zwischen Platte und Boden

Ist der Reibungskoeffizient unter der Sohle sehr gering, ergeben sich in der Platte Spannungen etwa wie in Kap. 7.1.4, die in der Größenordnung des reinen Eigenspannungsanteils liegen.
Bringt man die Zugfestigkeitsentwicklung und den Beginn der thermischen Kontraktionsphase des jungen Betons zeitlich in Relation, stellt man fest, dass bei Einsetzen der Betonverkürzung die erreichte Zugfestigkeit je nach Grundwassergeschwindigkeit und Betonrezeptur etwa 0,3 bis 1 N/mm² beträgt (s. a. Anhang A7/4), und daher Risse unwahrscheinlich sind.
Im anderen Extremfall wäre die Reibung als so stark anzunehmen, dass eine starre mechanische Verbindung zwischen Platte und Boden anzusetzen wäre. Für diesen Grenzfall wird nun untersucht, wie groß die Horizontalverformungen am starr-verbundenen System aufgrund der Temperatureinwirkung werden, und zwar einmal für den Fall, dass der Wärmedehnungskoeffizient des Bodens zu Null, und zum anderen gleich dem des Betons angesetzt wird. Damit lässt sich die Spannungsabminderung aufgrund der Horizontalverformung (Gl. 7.5) quantifizieren. Da im vorliegenden thermo-elastischen FE-Modell der, gegenüber dem des Bodens, zeitlich veränderliche E-Modul des Betons nicht ohne weiteres berücksichtigt werden kann, wird für den Boden als grobe Extremfall-Betrachtung derselbe konstante E-(Steife)Modul wie beim Beton von 30000 N/mm² angesetzt.
Abb. 7.14 zeigt den Verlauf dieser Verformungen: Dabei vergrößert eine Wärmedehnung des Bodens besonders im späteren Betonalter ab ~4 Tagen die spannungsmindernden Bodenverschiebungen um den Faktor 2 bis 3. Bei stärkerer Grundwasserströmung ist dieser Unterschied noch etwas höher, wobei die Werte insgesamt nach etwa 7 Tagen deutlich geringer werden.

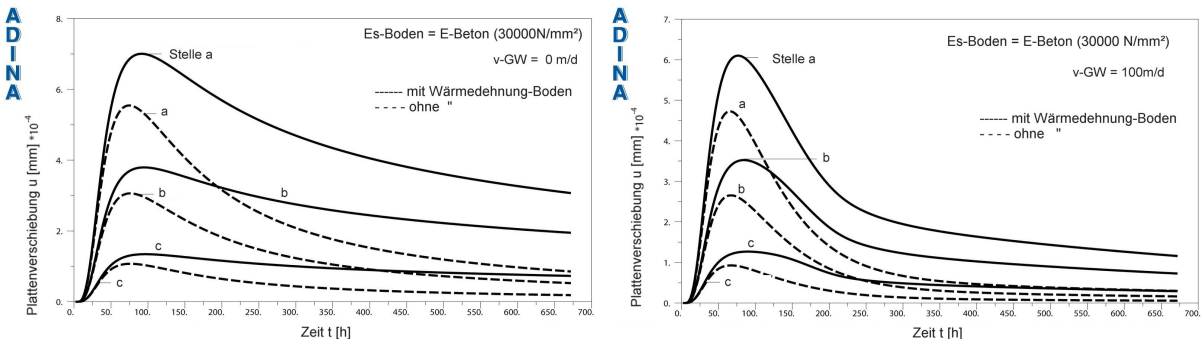


Abb. 7.14a,b Vergleich der Längsverschiebung u(t) der Beton-Platte mit und ohne Temperaturdehnungskoeff. des Bodens bei versch. Entfernungen („a“, “b“, “c“) vom Plattenende für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, mit starrer mech. Kopplung

Soll nun die spannungsmindernde Auswirkung beurteilt werden, muss jedoch die Dehnung u’(t) = du/dy, und nicht die Verschiebung u betrachtet werden. In Abb. 7.15 ist diese entsprechend Abb. 7.14 dargestellt. Die Relationen zwischen dem Fall mit und ohne thermischer Bodendehnung entsprechen erwartungsgemäß denen der Verschiebungen u, jedoch ist u’ annähernd unabhängig von der Entfernung vom Plattenende. Folglich muss auch die spannungsmindernde Wirkung der Bodenverformung etwa gleich über die Plattenlänge sein.
Wird u’, in diesem Falle unter Ansatz des Wärmedehnungskoeffizienten des Bodens, mit den freien, unbehinderten Dehnungen verglichen, die die Sohlplatte ohne Verbindung mit dem Untergrund erfährt (u in Abb. 7.13), kann man eine Aussage über den Grad der Längsbehinderung an einem freien Plattenrand in der Baugrube machen (Abb. 7.16). Die hier dargestellten „freien“ Dehnungen stimmen nicht völlig mit denen in Abb. 7.10 überein, weil dort das Hydratationsgeschehen realistischer mit zeitlich variablen E-Modulen und Dehnungsbeginn erst ab dem Anfangshydratationsgrad berücksichtigt ist. In Abb. 7.16 wird dagegen modellbedingt von einem stationären Materialverhalten ausgegangen, sodass diese Verläufe nur vergleichend als Abschätzung zu betrachten sind.

Würde man die Kurven in Abb. 7.16 um ihren Wert bei ~ 40h (entspricht ~Hydratationsgrad α_0) nach unten schieben, wären sie mit denen aus Abb. 7.10 wieder nahezu deckungsgleich.
Es zeigt sich letztlich, dass sich der in 7.1.4 beschriebene Spannungsabbau teilweise einstellen kann. In den ersten Tagen erreicht die Verschiebung 30-50% der unbehinderten, nach etwa 2 Wochen noch deutlich mehr. Bei stark strömendem Grundwasser werden annähernd die vollen 100% erreicht. Wie sich dabei die Spannungen reduzieren zeigt Abb. 7.17. Hier wurden die ermittelten Dehnungen u'(t) anstelle von u' gem. Gl. 7.7 in die Gl. 7.5 eingeführt, und die Ergebnisse mit den Spannungen unter voller, und ohne Längsbehinderung, wie in Abb. 7.11 gezeigt, verglichen.
Man erkennt, dass die Spannungsminderung anhand der Betrachtung der Dehnungen in Abb. 7.16 zwar überschätzt wird, weil für den Spannungsaufbau die gesamte zeitliche Entwicklung betrachtet werden muss, jedoch ergeben sich generell (Zug-)Spannungen, die für den Kernbereich der Platte nur etwa dem Mittelwert aus starrer und freier Längsbehinderung entsprechen und für die oberen und unteren Randbereiche etwa eine Halbierung der vollbehinderten Werte bedeuten.
Diese Werte stellen somit die Obergrenze der Zugspannungen an freien Plattenenden bei Ansatz der Bodenreibung mit deren relativ unsicheren Reibungskoeffizienten dar. Setzt man für den Boden einen realistischeren, geringeren Steifemodul an, gehen die Spannungen weiter auf das Niveau der Gl. 7.5 zurück.

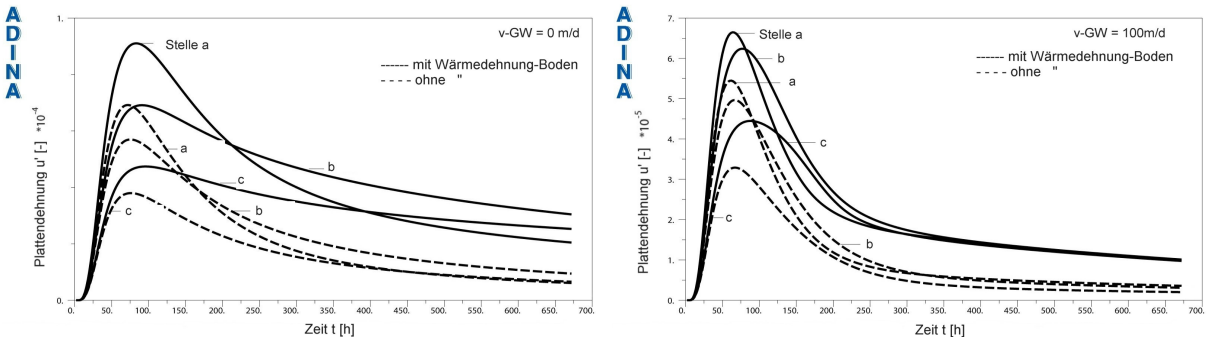


Abb. 7.15a,b Vergleich der Längsdehnungen u'(t) der Platte mit und ohne Temperaturdehnungskoeffizienten des Bodens bei drei verschiedenen Entfernungen („a“, “b“, “c“) vom Plattenende für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

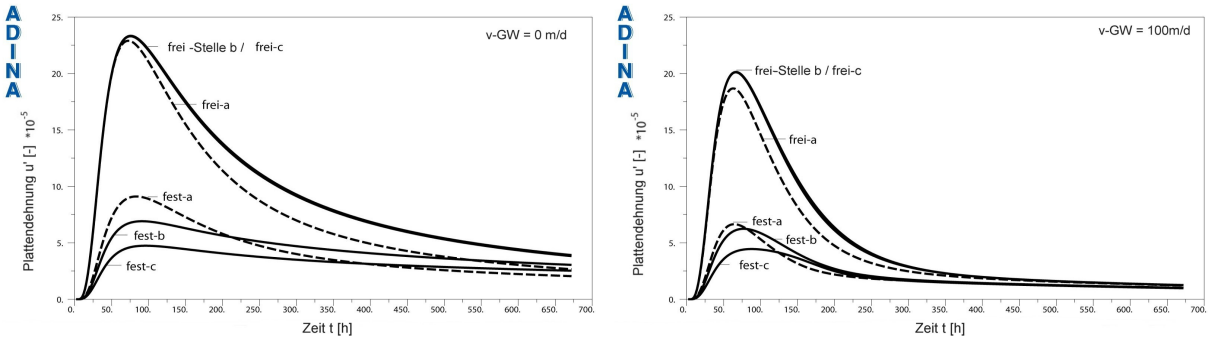


Abb. 7.16a,b Vergleich der Längsdehnungen u'(t) in der Platte des gekoppelten Systems („fest“) mit denen einer „freien“ Platte bei drei versch. Entfernungen („a“, “b“, “c“) vom Plattenende für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

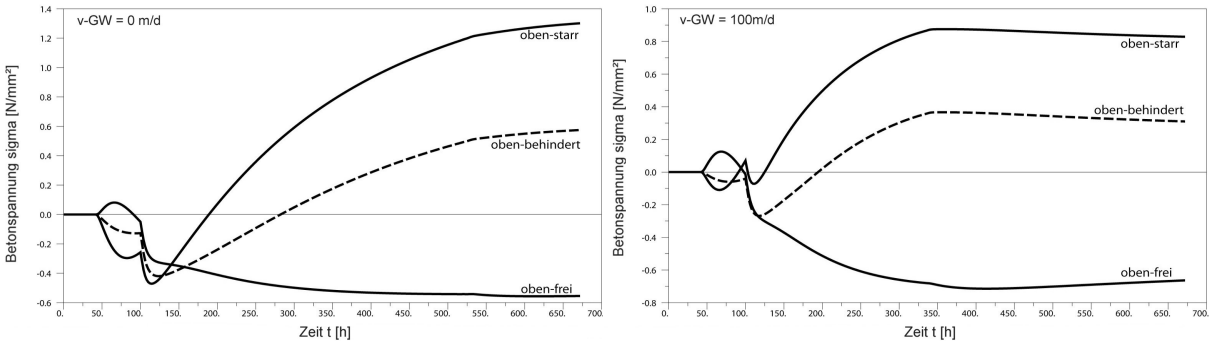


Abb. 7.17a,d Spannungsvergleich im oberen Plattenbereich „a“ bei v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

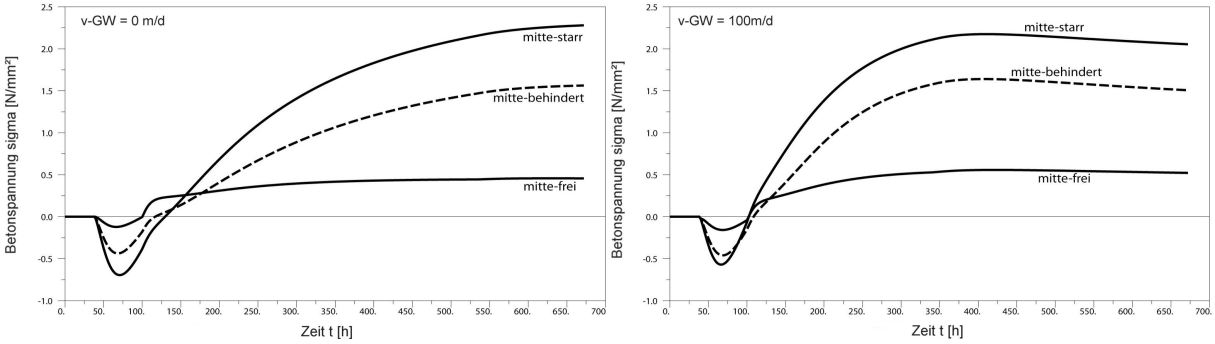


Abb. 7.17b,e Spannungsvergleich im mittl. Plattenbereich „a“ bei v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

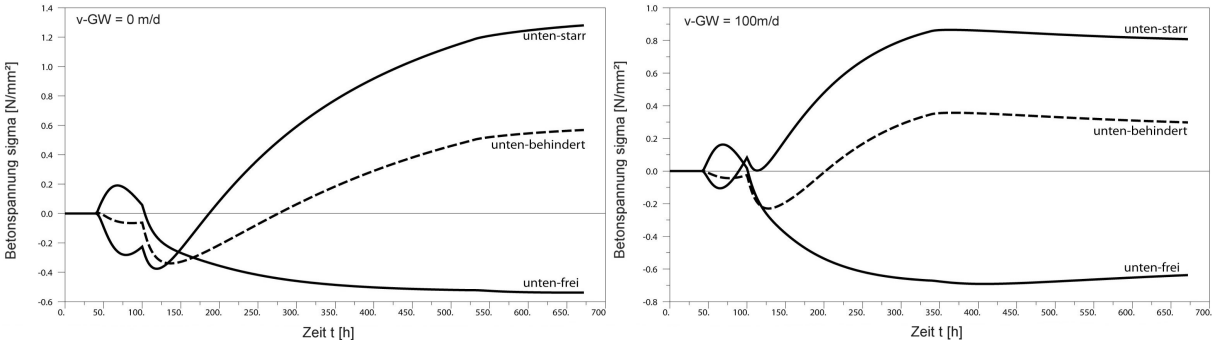


Abb. 7.17c,f Spannungsvergleich im unteren Plattenbereich „a“ bei v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

7.3 Verformungsbehinderung an den Baugrubenwänden

Anders als bei frei oder in glatter Schalung betonierten Fundament- bzw. Fahrbahnplatten müssen Unterwasserbetonsohlen einen möglichst dichten und reibschlüssigen Verbund zu den seitlichen Spund-, Schlitz- oder auch Bohrpfahlwänden aufweisen. Daher besteht hier in horizontaler Richtung auch an der Stirnfläche, parallel zur Wand, eine mögliche, teilweise nachgiebige, Verformungsbehinderung durch die Baugrubenwand, wenn senkrecht dazu ein freier Rand in der Platte, etwa aufgrund einer Arbeitsfuge, entsteht, der eine Verformung der Platte auf dem Untergrund zulässt (Abb. 7.18).
Das Maß dieser Behinderung bestimmt die Größe der Zwangsspannungen in der Platte, die sich während der Hydratation aufbauen können. Dabei hängt diese nicht nur von der mechanischen Verformbarkeit der Wand in Relation zu der der Sohlplatte ab, sondern auch davon, wie sich die Wand unter dem Temperatureinfluss des jungen Sohlenbetons selbst verformt. Anders als beim Boden im vorhergehenden Abschnitt besteht hier keine Unsicherheit bezüglich der Größe der Wärmedehnzahl des Wandmaterials, Beton bzw. Stahl.
Um diese dreidimensionalen Zusammenhänge rechnerisch erfassen zu können, wird im folgenden in mehreren Schritten vorgegangen:
Zunächst wird in einem zweidimensionalen Schnitt, entsprechend der linken Darstellung in Abb. 7.18, in einer rein thermischen Berechnung (ADINA-T) iterativ (gem. Kap. 3) der zeitliche Temperaturverlauf im an die Wand angrenzenden Sohlenbereich sowie in der Wand selbst ermittelt. Dazu wird die Wand in der Höhe in 13 Bereiche unterteilt, und links von der Wand der nasse Boden auf voller Höhe für einige Meter Breite weitermodelliert. Den Temperaturverlauf in der Wand zeigen die Abb. 7.19/7.20. Dabei spielt es keine große Rolle, ob es sich bei der Baugrubenwand um eine Spund- oder Schlitzwand handelt. Die Spundwand erhält im Vergleich in ihrer Mittelachse aber eine etwas höhere Temperatur.
Man erkennt anfangs eine deutliche Erwärmung der Wand auf Sohlenhöhe, die sich später auch im angrenzenden unteren und oberen Wandbereich mit 1 bis 2K relativ gleichförmig einstellt, insbesondere bei höherer Grundwassergeschwindigkeit.
Allerdings stellt sich im Falle der Schlitzwand mit ihrer größeren Wandstärke ein Temperaturgefälle über die Wanddicke ein, welches zu einer auf Sohlenhöhe lokalen Krümmungsbeanspruchung in der Wandebene führt (s. Anhang A7/5). Dadurch will sich die Wand zur Baugrubenseite hin wölben, was zu einer zusätzlichen Beanspruchung der Wand führt, die aber in dieser Arbeit nicht weiter verfolgt werden soll. Für die Sohlplatte bedeutet dies aber, dass es ab dem Zeitpunkt des Anfangs-Hydratationsgrades α_0 zu einer leichten zusätzlichen Druckvorspannung in der Platte kommen kann, die aber später (etwa ab 6 Tagen) wieder abgebaut wird und in Zugbeanspruchung umschlägt, wenn sich diese Wandkrümmung zurückbildet.
Im zweiten Schritt werden die so erhaltenen (13) Temperaturverläufe über die Wandhöhe als Temperatureinwirkung auf ein zweidimensionales System in Wandebene aufgebracht. Dabei befindet sich die Sohlplatte nur im rechten Bereich, um die Temperaturausbreitung in der Wand in den noch nicht betonierten Bereich zu erhalten (Abb. 7.21).
Es zeigt sich dabei, dass die Ausbreitung der Erwärmung nicht sehr weit neben den betonierten Bereich reicht, unabhängig von der Grundwassergeschwindigkeit.

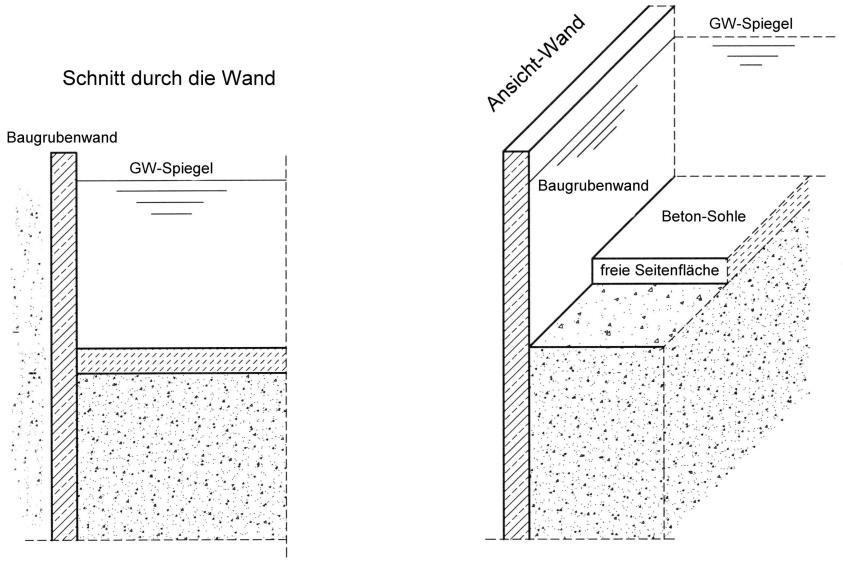


Abb. 7.18 Schnitt und 3D-Ansicht der Verformungsbehinderung an der Baugrubenwand

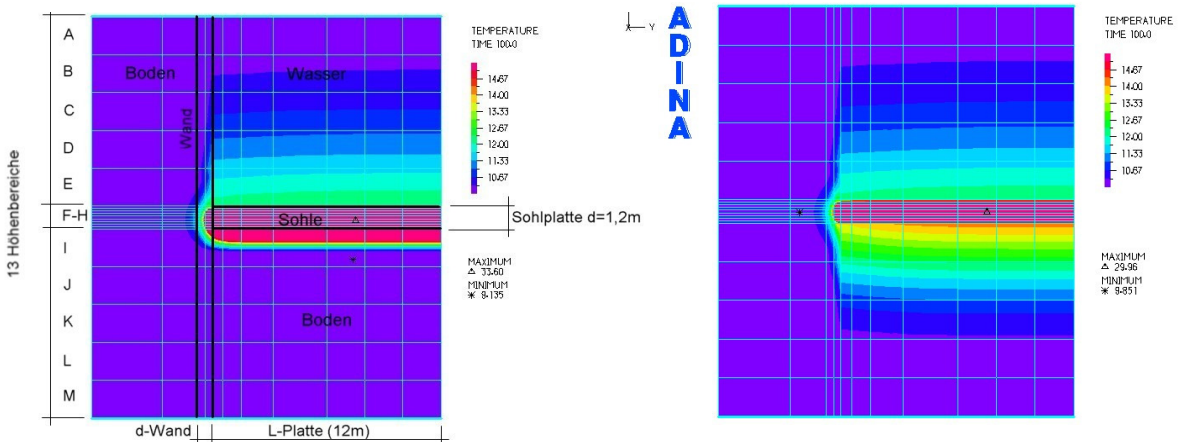


Abb. 7.19a,b Temperaturausbreitung in der Baugrubenwand nach 100h für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Beton-Schlitzwand d=80cm (Schnitt senkrecht durch die Wand)

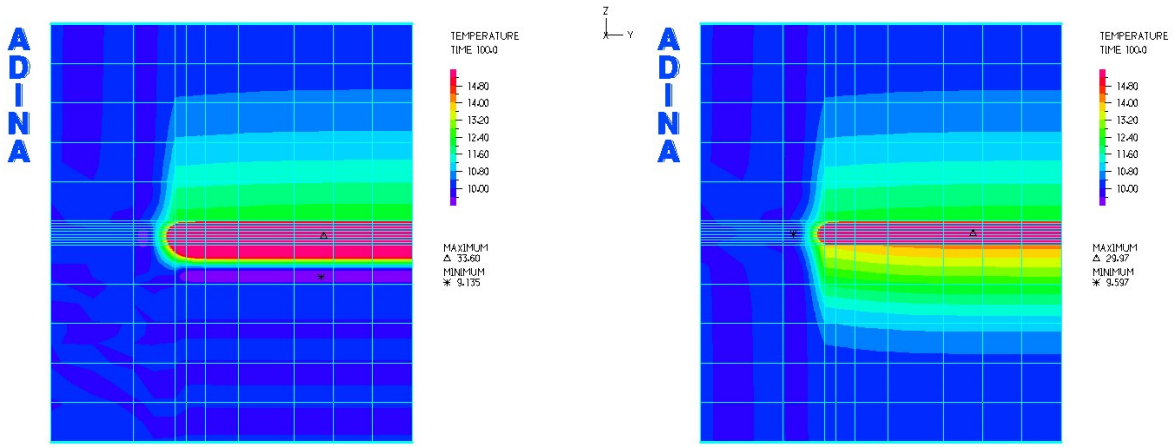


Abb. 7.19c,d Temperaturausbreitung in der Baugrubenwand nach 100h für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Stahl-Spundwand (Schnitt senkrecht durch die Wand)

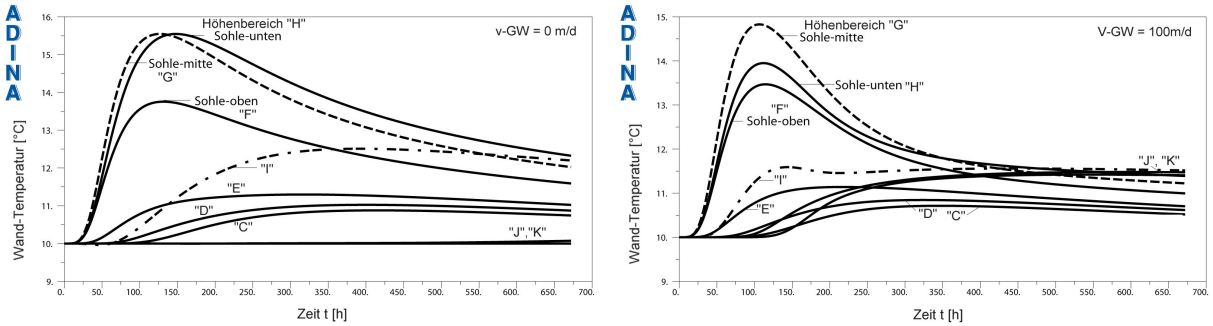


Abb. 7.20a,b Temperaturverlauf in verschiedenen Höhen (s. Abb. 7.19a) der Baugrubenwand für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Beton-Schlitzwand d=80cm

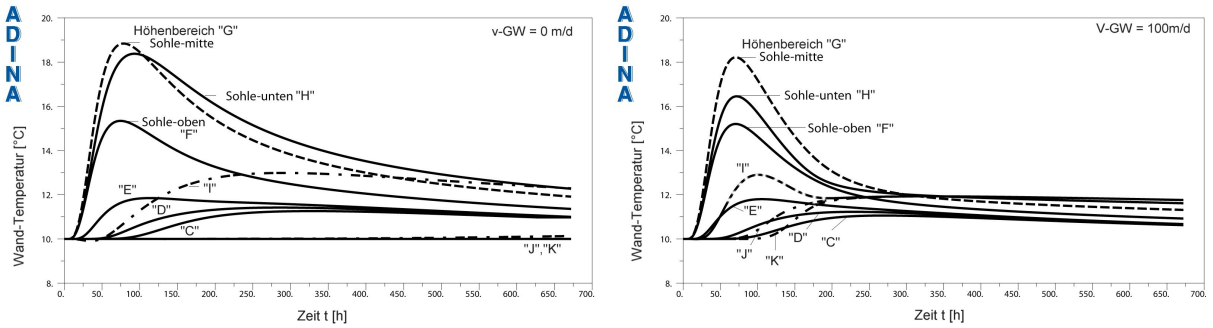


Abb. 7.20c,d Temperaturverlauf in verschiedenen Höhen (s. Abb. 7.19a) der Baugrubenwand für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Stahl-Spundwand

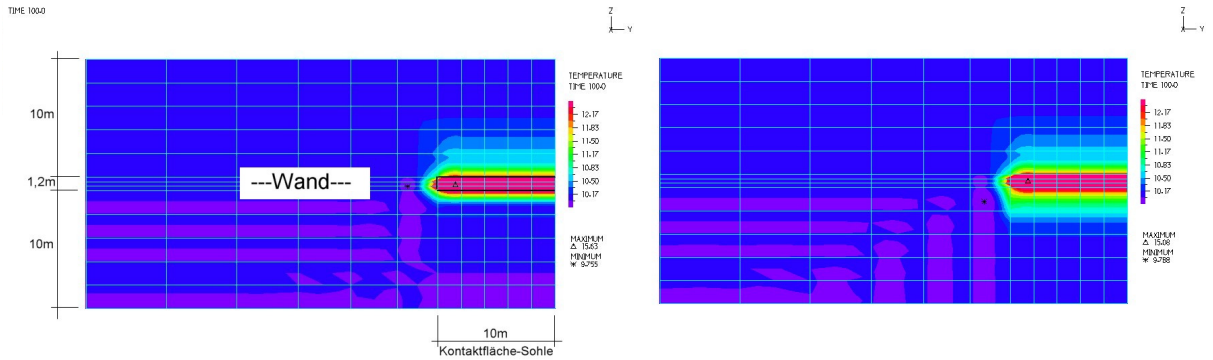


Abb. 7.21a,b Temperaturausbreitung in der Baugrubenwand nach 100h für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Beton-Schlitzwand (Ansicht in Wandebene)

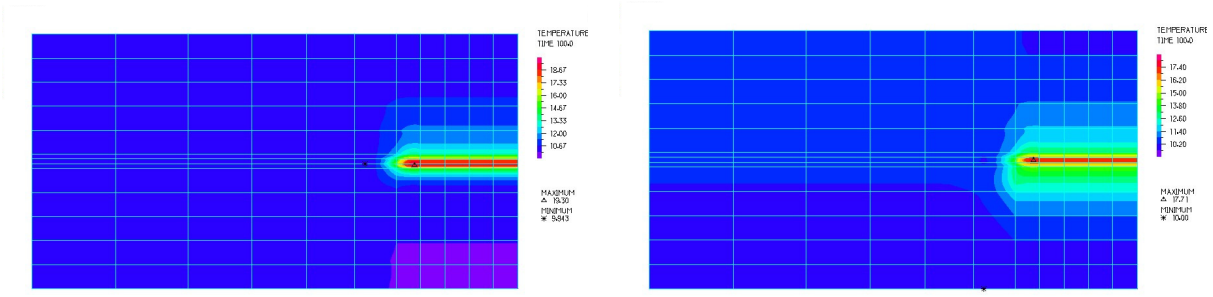


Abb. 7.21c,d Temperaturausbreitung in der Baugrubenwand nach 100h für v_{GW} = 0 bzw. 100m/d, bei Stahl-Spundwand (Ansicht in Wandebene)

Im nächsten Schritt wird dieses System einem thermo-elastischen Berechnungslauf unterworfen, der die Dehnungen der Wandscheibe im Sohlenbereich liefert. Diese sind im Anhang A7/5 dokumentiert. Sie bewegen sich im positiven Wertebereich entsprechend einer Erwärmung von 1 bis 2K und sind bei höherer Grundwassergeschwindigkeit über die Sohlenbreite entlang der Wand im Zeitverlauf zunehmend identischer. Hier sind aber die höheren Werte beim Fall der Spundwand bereits deutlicher, die zudem aufgrund der ebenen Scheibenmodellierung der profilierten Spundwand noch unterschätzt werden dürften.
In einem letzten Schritt wird mittels einer Programmroutine aus den Temperaturverläufen der Betonsohle und den zuvor ermittelten Dehnungen der Baugrubenwand die Spannungsentwicklung im jungen Beton hochgerechnet (s. Gl. 7.12).
Hierbei ergibt sich jedoch noch ein Problem: Die in der Wandebene ermittelten Wanddehnungen enthalten nur die Verformung, welche aus der thermischen Belastung der Wand resultieren, nicht aber Verzerrungen, die die Betonsohle, je nach ihrem bereits erreichten E-Modul, ihrerseits der Wand mechanisch aufzwingt. Um diese zusätzliche „Nachgiebigkeit“ der Baugrubenwand, die eigentlich dem klassischen Behinderungsgrad entspricht, mit einfließen zu lassen, wird in einem rein mechanischen, dreidimensionalen stationären Modell aus Wandscheibe und Sohlen-Scheibe der mechanische Behinderungsgrad β in Abhängigkeit des E-Moduls der Unterwasserbetonsohle ermittelt und anschließend in die Spannungsberechnung eingeführt (Abb. 7.22).

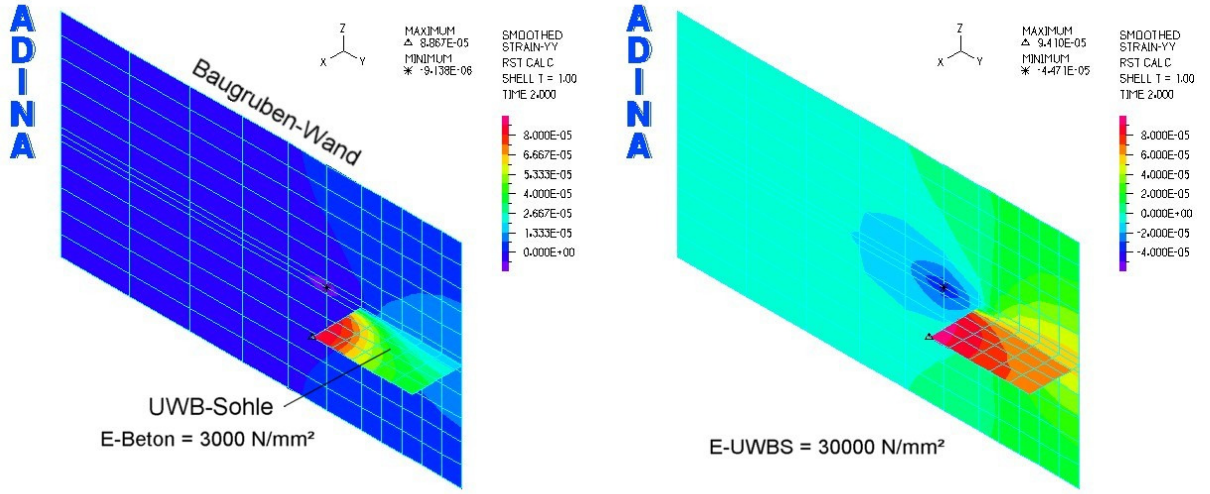


Abb. 7.22a,b 3D-Systme und horizontale Dehnungen bei dT =10K und E-Sohle= 3000/30000 N/mm² (dabei wird nur der Sohlenteil mit dem „Einheitslastfall“ einer konstanten Temperaturerhöhung von +10K beaufschlagt), hier Schlitzwand d= 80cm, E= 30000 N/mm²

Mathematisch formuliert wird dieser mechanische Behinderungsgrad β als Verhältnis von tatsächlicher Spannung σ_y zur Temperaturzwangsspannung bei starren Randbedingungen:

$$\beta = \sigma_y / 10K \cdot \alpha_t \cdot E_B = (E_B \cdot 10K \cdot 10^{-5} - E_B \cdot \varepsilon_y) / 10^{-4} \cdot E_B = 1 - \varepsilon_y \cdot 10^4 \qquad \text{(Gl. 7.11)}$$

mit ε_y Dehnung in horizontaler Richtung, der E-Modul der Sohlplatte E_B ist dabei indirekt in der Dehnung ε_y enthalten.
Natürlich ergibt sich für jeden Punkt der Sohle ein anderer Wert für β, der außerdem stark vom momentanen E-Modul der Sohlplatte abhängt.

In Abb. 7.23 sind diese an obigem System ermittelten Werte für den E-Modulbereich von ~10000 bis 30000 N/mm² aufgetragen. Die schraffierten Bereiche zeigen die Behinderungsgrade für den unmittelbar an die Wand angrenzenden Sohlenbereich, wobei sich die Entfernung von der Betonierfuge der Sohle nicht sehr stark auswirkt. Sehr viel stärker jedoch der Abstand von der Wand (untere Linien). Mit zunehmender Entfernung verringert sich der Behinderungsgrad nach bereits wenigen Metern stark.
Ferner sind die Werte β einer Schlitzwand mit d= 60 bis 80cm entsprechend ihrer höheren Scheiben-Steifigkeit auch deutlich höher als bei einer Spundwand mit einer Profilstärke von 15 bis 20mm.
Bemerkenswert ist in allen Bereichen die annähernde Linearität bezüglich des E-Moduls des Sohlenbetons, die es ermöglicht, in der Spannungsberechnung den Behinderungsgrad als einen von der Betonreife abhängigen Abminderungsfaktor einzuführen. Ausgehend von der ungünstigeren Situation in Wandnähe wird daher eine Einheitsgerade $\beta(E)$ definiert, die für die Schlitzwand bei E =3000 N/mm² den Wert β= 0,83 und bei 30000 den Wert 0,56 aufweist, für die Spundwand gilt β= 0,60 bzw. 0,28.
Die thermischen Zwangsspannungen $\sigma(i,t)$ in der Betonsohle lassen sich dann für die Lamelle (i) bestimmen als:

$$\sigma(i,t) = \sum_{t_0}^{t} \beta(E(t)) \cdot (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta\varepsilon_w(t)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \qquad \text{(Gl. 7.12)}$$

mit $\Delta\varepsilon_w(t)$ Wanddehnung aus der Temperaturbelastung

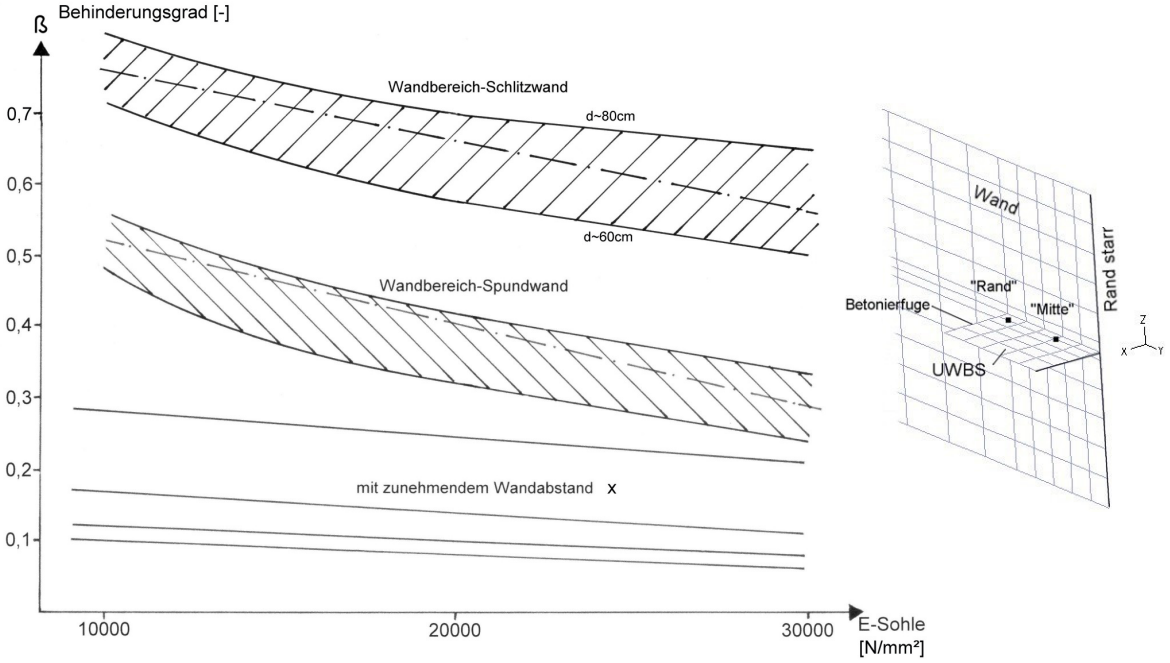


Abb. 7.23 Behinderungsgrade in der Sohlplatte durch die Baugrubenwand

In Abb. 7.24 sind für den mittleren Dickenbereich der Sohle die errechneten Spannungsverläufe sowohl für den Bereich nahe der Betonierfuge (als „Rand“ gekennzeichnet), als auch weiter im betonierten Bereich („Mitte“) vergleichend aufgetragen, und zwar für den realistischen Fall mit Behinderungsgrad $\beta(E)$ und thermischer Wandverformung (ohne Index), für

den starren Fall $\beta = 1{,}0$ mit thermischer Wandverformung (Index „a“) und für den vereinfachten starren Fall ohne thermischer Dehnung der Baugrubenwand (Index „b“).

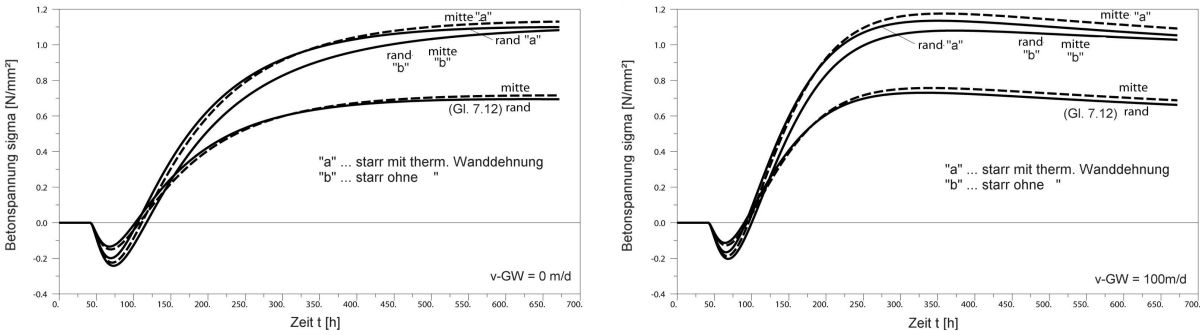


Abb. 7.24a,b Spannungsvergleich an Schlitzwand für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

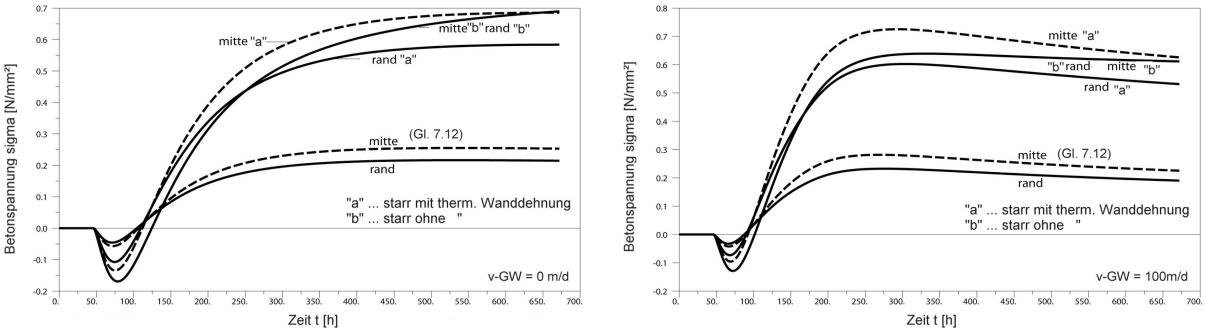
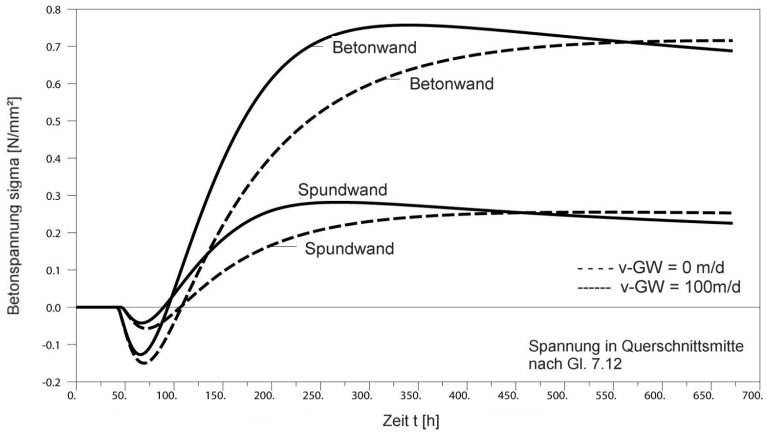


Abb. 7.24c,d Spannungsvergleich an Spundwand für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d



Abgesehen davon, dass bei einer höheren Grundwassergeschwindigkeit die Zugspannungen mit zunehmender Zeit wieder eine abfallende Tendenz aufweisen, verringert die Elastizität der Baugrubenwand ($\beta \leq 1{,}0$) den Zugspannungsaufbau bei einer Schlitzwand auf etwa 2/3, bei der Spundwand sogar auf bis zu ein Drittel.

Abb. 7.24e Spannungsvergleich Schlitzwand/Spundwand

Dagegen vermindert die berücksichtigte Temperaturdehnung der Wand (Index „a“) die Spannung im Randbereich nur unwesentlich, während diese im weiter entfernten und ungünstigeren Bereich („Mitte“) sogar leicht ansteigt.
Im direkten Vergleich (Abb. 7.24e) zeigt sich außerdem, dass höhere Grundwassergeschwindigkeiten zu früheren Zeitpunkten jeweils höhere Zugspannungen bewirken und die Zugspannungen bei Spundwänden auch vor dem Lenzen erheblich geringer bleiben.

7.4 Thermisch/mechanisches Verhalten der Auftriebsanker

Genauso wie der Boden, das Baugrubenwasser und die Baugrubenwände sind bei verankerten Sohlen auch die Zuganker als Teil des thermischen Gesamtsystems während der Betonhydratation einer Temperaturänderung unterworfen. Bei der häufigen Ausführung mit RI- (Rüttelinjektions-)Pfählen oder Einstabankern aus Stahl stellt sich aufgrund deren hoher Wärmeleitfähigkeit die Frage, inwieweit sich die vom jungen Beton abgegebene Wärme über die Ankerlänge ausbreiten kann und ggf. eine relevante Dehnung/Verkürzung im Anker entstehen kann. Dazu wurde wegen des dreidimensionalen Charakters dieses Problems ein rotationssymmetrisches thermisches FEM-System modelliert (Abb. 7.25) und mit den thermischen Annahmen der bisherigen Berechnungen sowie der Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität von Stahl λ = 50W/mK bzw. c = 400 J/kgK berechnet.

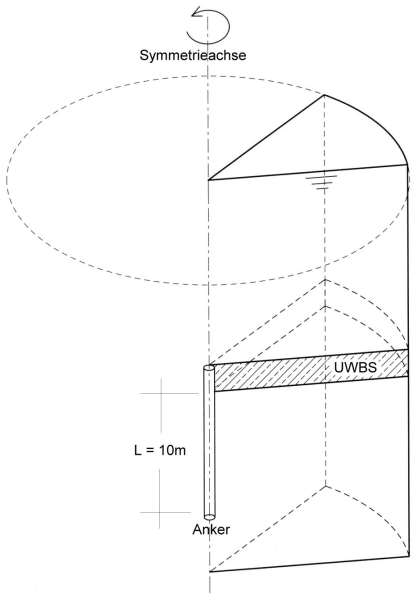


Abb. 7.26 zeigt den Temperaturanstieg im Anker unterhalb der Betonsohle („oben“ = UK-Sohle), der bei hohen Grundwassergeschwindigkeiten nach einiger Zeit praktisch konstant über die Ankerlänge wieder das Ausgangsniveau erreicht, ohne Grundwasserbewegung jedoch erst nach wenigen Metern Tiefe auf Null zurückgeht.
Integriert man die Temperaturdehnungen des Ankers im Bereich unterhalb der Sohlplatte auf (innerhalb der Platte ist sie zwar am höchsten, aber der Beton dehnt sich dort in gleicher Weise mit), erhält man den zeitlichen Verlauf der Ankerverlängerung (Abb. 7.27), dessen Rückgang nach Erreichen des Maximums deutlich von der Grundwassergeschwindigkeit abhängt.

Abb. 7.25 Rotationssymmetrisches System zur Ankertemperaturermittlung

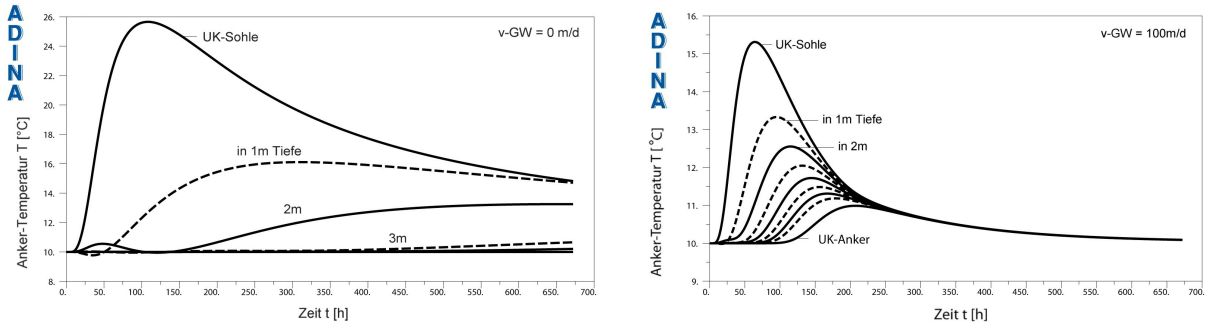


Abb. 7.26a,b Zeitlicher Temperaturverlauf über die Ankerlänge bei v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

Dabei stellt sich wieder die Frage nach der Wärmedehnung des Bodens: Findet diese statt, so ist die Relativverschiebung zwischen Anker und Boden an der Sohlenunterseite praktisch gleich Null, da sich kaum ein Temperaturunterschied zwischen Ankerstahl und umgebenden

Boden einstellt. Die thermisch/mechanische Beeinflussung der Sohle durch die Auftriebsverankerung ist dann nicht gegeben.
Dehnt sich der Boden unter Erwärmung vertikal nicht aus, will sich das Verankerungselement am Ankerkopf um einen Betrag von größenordnungsmäßig ~ 0,2 mm (bei 10m Ankerlänge) nach oben in die Betonsohle schieben. Um diesen winzig erscheinenden Betrag richtig beurteilen zu können, muss man einerseits das Krümmungsverhalten der Platte (s. Abb. 7.6/7.7) und andererseits die aus der Verlängerung möglichen Ankerkraftänderungen betrachten.

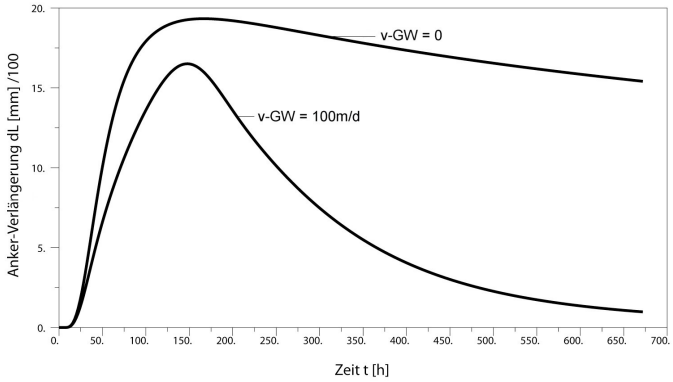


Abb. 7.27 Ankerverlängerung am oberen Ende durch Temperaturanstieg (L-Anker = 10m)

Der größte Anteil dieser Ankerverlängerung findet vor dem Lenzen statt. Dadurch kommt es zu einer zusätzlichen örtlichen Behinderung des Einsenkens der Platte in den Boden aufgrund negativer Krümmung (s. Kap. 7.1.2), wobei zum Zeitpunkt des Beginns der Feststoffeigenschaften im jungen Beton bereits ein Teil der Verlängerung ohne mechanische Auswirkungen eingetreten ist. Der Rest dürfte durch das noch hohe Relaxationsvermögen in der Umgebung des Verankerungselementes schadlos abgebaut werden. Das anschließende, je nach Grundwassergeschwindigkeit unterschiedlich schnelle Wiederzusammenziehen (max. ~ 0,2mm) des Ankers fällt bereits in die Zeitphase nach dem Lenzvorgang.
Dann aber haben sich grundlegend andere Verhältnisse eingestellt: Durch das Wirksamwerden der Auftriebskräfte werden die Anker bei wirtschaftlicher Ausnutzung in einer Größenordnung von mindestens ~ 3-6mm, abhängig von der Länge der Krafteinleitung, gedehnt. Entsprechend muss sich die Sohlplatte, außer an den Baugrubenwänden, um etwa dieses Maß von der ursprünglichen Lage nach oben abheben, wobei der Zwischenraum von Wasser oder gelockertem nachdrängenden Boden ausgefüllt wird. Temperaturbedingte Anker-Dilatationen in der vorliegenden Größenordnung fallen nun nicht mehr ins Gewicht.
In diesem Zusammenhang ist die Verteilung der Kräfte in den Auftriebsankern von Interesse. Diese wurde anhand eines statischen, stationären Modells untersucht, bei dem als Anker *[79]* im 4x4m-Raster Stahlprofile IPB200 mit 10m Länge angeordnet wurden (s. Anhang A7/6).
Die Berechnungen zeigen, dass sich bereits ohne vorhandene innere Plattenkrümmung deutlich unterschiedliche Ankerkräfte aus Auftrieb einstellen, da die vertikale Nachgiebigkeit der Baugrubenwände im Vergleich zu den stärker ausgelasteten Auftriebsankern nur minimal ist.
Dass die dabei auftretenden Vertikalkräfte an der Wand nach dem Lenzen i. d. R. über Reibung abgetragen werden können, zeigen Untersuchungen in *[183]*. Eine Verringerung des Ankerabstandes von der Wand bringt dabei kaum eine Veränderung der Lastverteilung, da wandnahe Anker eine viel geringere Dehnung erfahren, solange die Reibung an der Wand den Auftriebskräften standhält. Käme es zum Versagen des Reibschlusses, würden sich die Auftriebkräfte entsprechend auf die wandnahen Anker umlagern.
Tritt schließlich ein thermisch bedingter Krümmungsgradient auf, kommt es zwar zu keiner nennenswerten Veränderung des Ungleichgewichts zwischen wandnahen und mittig liegen-

den Ankern, jedoch verlagert eine positive Krümmung (max. ~ 5 K/m) mehr Zugkraft auf alle Anker und entlastet die Reibungskräfte an der Wand, während bei der häufiger auftretenden negativen Krümmung (bis ~ 10 K/m) der umgekehrte Fall mit einer Ankerlastverminderung in einer Größenordnung von ~5 – 15 % eintritt. Bei sehr dicken Sohlplatten (~2m) betragen diese Werte ca. 25 – 30%, während die Kräfte an den Baugrubenwänden entsprechend stark ansteigen. Die Schubspannungen an der Wand sind zwar durch die größere Kontaktfläche geringer, doch ist die Reibkraft auch von der horizontalen Druckkraft auf die Sohle abhängig. Unabhängig davon ist jedoch zu bedenken, dass insbesondere Anker in Form von Stahlprofilen generell eine Querschnittsschwächung der Betonplatte für horizontale Zugbelastungen darstellen, an denen sich aus einer gleichmäßigen Zugspannung Spannungsspitzen entwickeln, die als Folge zur Erstrissbildung führen können.

7.5 Spannungsbeeinflussung durch die Nachgiebigkeit der Baugrubenwand senkrecht zu ihrer Ebene

Die realen mechanischen Randbedingungen an der Schnittstelle Unterwasserbetonsohle und Baugrubenwand entsprechen normalerweise nicht den starren Verhältnissen wie in einem sog. Reißrahmen (s.a. Kap. 4.1). Die Baugrubenwand besitzt abhängig von ihrer Ausführung eine gewisse elastische Nachgiebigkeit senkrecht zur ihrer Ebene. Ebenso der Boden im Bereich der Wandeinbindung, sodass für die Wand näherungsweise die Verhältnisse eines elastisch gebetteten vertikalen Balkens gelten. Nur beispielsweise in den Ecken der Baugrube oder nahe einer Wand in Wandrichtung finden sich annähernd starre Randbedingungen, während in den übrigen Sohlenbereichen die horizontale Behinderung vom Wandabstand und der Richtung abhängt (Abb. 7.28a und Anhang A7/7).
Dehnt sich die Unterwasserbetonsohle aufgrund des Temperaturanstiegs nach Erreichen der Feststoffeigenschaften des Betons senkrecht zur Wand aus, führt nicht die volle Temperaturdehnung ε_T zum (Druck-)Spannungsaufbau, sondern es erfolgt eine Abminderung der spannungswirksamen Dehnung um den Betrag der bezogenen Wandverschiebung $\varepsilon_W = w / B$ (w… Wandverformung auf Sohlenhöhe [m], B… halbe Baugrubenbreite). Ähnlich verhält es sich bei einer Kontraktion der Sohle. Der Wert ε_W bestimmt sich aus der tatsächlich vorhandenen Betonspannung senkrecht zur Wand σ_B, der horizontalen Federsteifigkeit der Wand c_w und der halben Baugrubenbreite B zwischen den gegenüberliegenden Wänden wie folgt:

$\varepsilon_W = \sigma_B \cdot c_W / B$ [-] , mit σ_B [N/mm²], B[m] und c_W [m mm²/N] bzw. [m³/MN] (Gl. 7.13)

Die vorhandene (verbleibende) Betonspannung σ_B kann dann als Produkt aus reduzierter Dehnung und E-Modul der Betonsohle berechnet werden:

$\sigma_B = (\Delta T \cdot \alpha_t - \sigma_B \cdot c_W / B) \cdot E_B$, E_b [N/mm²] (Gl. 7.14)

aufgelöst erhält man: $\sigma_B = \Delta T \cdot \alpha_t \cdot E_B \big/ (1 + c_W \cdot E_B / B) = \sigma_{B,dT} \cdot B \big/ (B + c_W \cdot E_B)$ (Gl. 7.15)

wobei $\sigma_{B,dT}$ die Spannung für starre Verhältnisse ist, und der Term

$$k(t) = B \big/ (B + c_W \cdot E_B) \qquad \text{(Gl. 7.15a)}$$

einen von der Baugrubenbreite und zeitveränderlichen E-Modul des Sohlenbetons abhängigen Abminderungsfaktor darstellt.

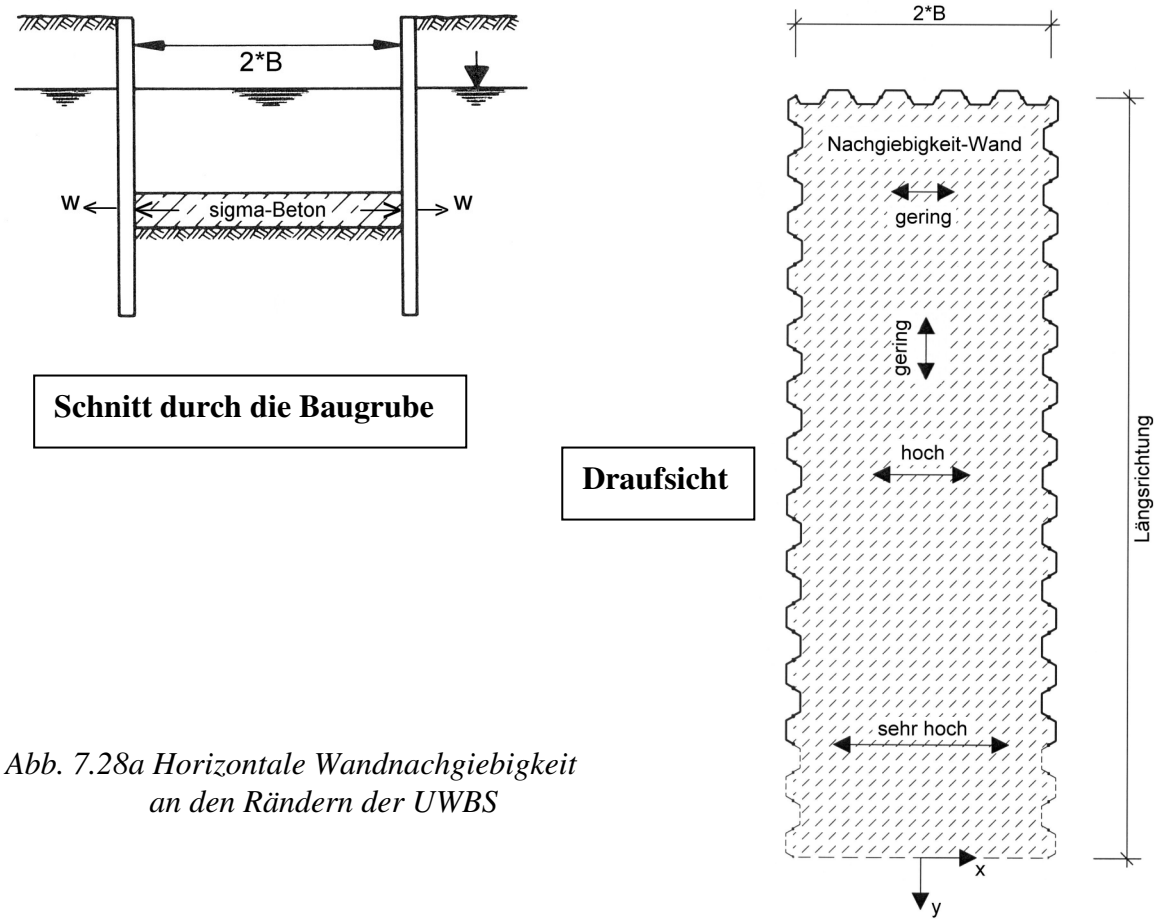


Abb. 7.28a Horizontale Wandnachgiebigkeit an den Rändern der UWBS

Zu beachten ist jedoch, dass in dieser, für jeweils eine bestimmte Höhenlamelle der Platte gültigen Spannung σ_B noch nicht der Anteil evtl. vorhandener innerer Eigenspannungen (s. Abschn. 7.1.4) enthalten ist. Dessen ungeachtet gilt obige Beziehung für alle Zeitintervalle der Spannungsberechnung, bei denen eine Wandnachgiebigkeit berücksichtigt werden soll. Dabei muss für die Wandsteifigkeit zunächst zwischen einer Druckbelastung bzw. Wiederentlastung, bei der der Boden hinter der Wand über die volle Höhe als Bettung mitkomprimiert wird, und einer Zugbeanspruchung, bei der die Wand, noch vor dem Lenzen, gegen ihr Fussauflager unter der Sohlplatte gezogen wird, unterschieden werden.
Aufgrund der geringen Haftspannungen *[183]* an der ggf. schlammigen Wandoberfläche ist jedoch theoretisch ab einer gewissen Zugspannung mit einem Ablösen der Sohle von der Wand zu rechnen, falls nicht vorher die vorhandene Zugfestigkeit des jungen Betons überschritten wird, und sich ein Riss innerhalb der Platte bildet.
Auch wenn beim Lenzen der Baugrube die Unterwasserbetonsohle durch die Verformung der Wand (s. Kap. 7.7) wieder eine Druckbeanspruchung erfährt, können zuvor entstandene Durchrisse in der Sohle dadurch nicht mehr „passgenau“ abgedichtet werden und führen zu Leckagestellen in der Sohle.
Mit Gl. 7.15 ist es nun möglich, durch Anwendung des Abminderungsfaktors k(t) für jeden Zeitschritt die Spannungsentwicklung zeitlich geschlossen und analog zur „starren“ Berechnung durchzuführen, wenn die Baugrubenbreite in der betrachteten Spannungsrichtung und die Ersatzfeder der Wand als zeitlich unabhängige Eingangsgrößen bekannt sind.

Dabei ist zu beachten, dass die Federsteifigkeit der Wand ab dem Umschlagen der Betonspannung in Zug ggf. abzuändern ist. Inwieweit dabei die hier angenommene Linearität zwischen Spannung und Wandverschiebung gültig bleibt, kann im Rahmen dieser Untersuchungen nicht ausreichend beantwortet werden, da der (passive) Erdwiderstand nicht linear von der Wandverformung abhängig ist, sich andererseits aber durch die relativ starre darüber liegende Sohlplatte ein mehrdimensionaler Kompressionszustand des Bodens einstellen wird.
Aufgrund der einfacheren mathematischen Formulierbarkeit wird für die folgenden Betrachtungen jedoch Gl. 7.13 angewandt.
Die Bestimmung der Wand-Feder c_W entsprechend dem Bereich der höchsten Wandnachgiebigkeit (s. Abb. 7.28a) erfolgte mit Hilfe des FEM-Programms „Infograph“ an einer einfach rückverankerten Schlitzwand mit d =120/80cm und einer Spundwand, deren Biegesteifigkeit etwa einer 40cm dicken Betonwand entspricht, für Wandhöhen von jeweils 6 bis 15m (s. Abb. 7.28b). Der Erdwiderstand des Bodens wurde dazu mittels Steifemodulverfahren modelliert, wobei für das Abschätzen eines realistischen Wertes des horizontalen Steifemoduls E_s unterhalb der Sohlplatte in der Literatur nur relativ vage Angaben zur Verfügung stehen. In den nachfolgenden Berechnungen wurde eine Bandbreite von 50 bis 200 MN/m² untersucht, wobei nur bei Druckbeanspruchung die Bettung auf voller Wandhöhe wirkt.
Trotz dieser Unsicherheiten, die noch genauere Untersuchungen zur Wandverformung erfordern würden, lassen sich relativ klare Größenordnungen für die unterschiedlichen Wandausführungen und Baugrubentiefen erkennen (s.a. Anhang A7/7):
Es ergeben sich Federwerte von etwa 0,0015 bis 0,0085 [m³/MN] bei Druckwirkung und 0,0025 bis 0,03 [m³/MN] bei Zug. Dabei spielt für den Fall der Druckbeanspruchung die Wandhöhe H praktisch keine Rolle, bei der Zugwirkung stellt sich dagegen eine Abhängigkeit von etwa $\sim H^{0,4\,bis\,0,65}$ ein, wobei der höhere Exponent für steifere Wände gilt (s. Abb. 7.28c). Aber auch die Steifigkeit des Bodens hat erwartungsgemäß einen großen Einfluss, wobei die obere Grenze jeweils dem weicheren Boden entspricht.

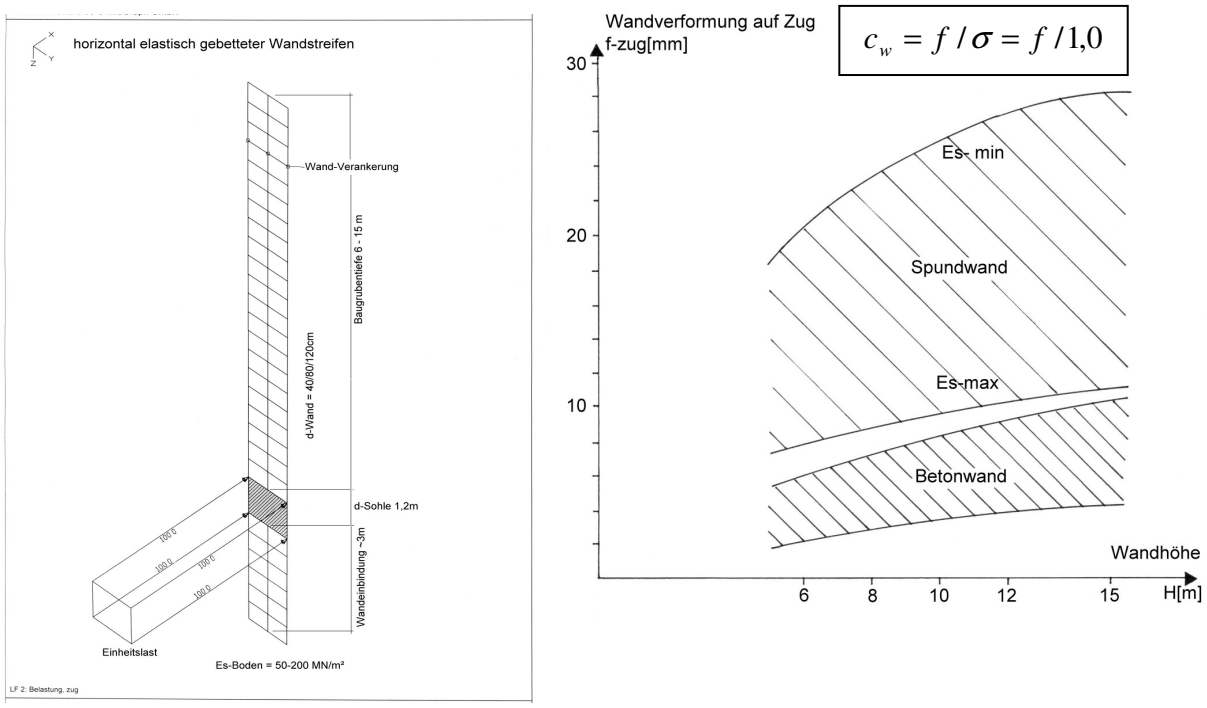


Abb. 7.28b,c System zur Bestimmung der horizontalen Wandfeder und Größenordnung der Zugverformungen für 1,0 N/mm² Einheits-Belastung

Berechnet man gem. Gl. 7.15 den Spannungsverlauf, wird zunächst klar, dass der Wert der Wand-Feder c_W in Druckrichtung, in welchen die Bodeneigenschaften als Bettungsmodul maßgeblich einfließen, keinen nennenswerten Einfluss auf die Spannungsentwicklung im Zugbereich hat (s. Abb. 7.29), weil sich die Spannungsanteile beim Ausweichen der Wand während der Ausdehnung der Sohle und dem späteren Zurückfedern bis zum Auftreten einer Zugbeanspruchung (hier bei ~150h) praktisch ausgleichen. (Der Wert der dann wirksamen „Zugfeder“ ist in Abb. 7.29 jedoch zunächst für alle Kurven gleich angesetzt worden, um den Effekt aufzeigen zu können). Selbst der in der oberen Lamelle wirksam werdende Lenzvorgang bei t =100h hat darauf keinen Einfluss (Abb. 7.29b).
Die anfängliche Druckspannung hängt dabei erwartungsgemäß stark von der Wandverformbarkeit ab: Zum Vergleich wäre die max. Druckspannung bei starrer Wand in Abb. 7.29a etwa -0,64 N/mm². Für die Ermittlung der späteren Zugspannungen kann aber auf die Unterscheidung zwischen Druck- und Zugfeder durchaus verzichtet werden.

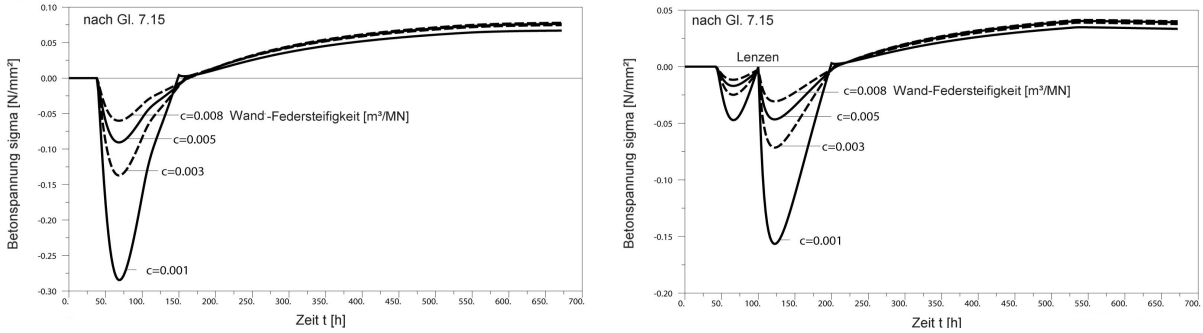


Abb. 7.29a,b Spannungsentwicklung bei unterschiedlicher Wandsteifigkeit auf Druck in Plattenmitte (a) und im oberen Bereich (b) für v_{GW} =0

Setzt man nun die ermittelten Werte für die Zugfedern in Gl. 7.15 ein, erhält man ein zweigeteiltes Ergebnis. Während bei den dickeren Ortbetonwänden eine, zwar sehr starke, Abminderung der Zugspannung auf eine Größenordnung von etwa 15% (bei B= 10m) stattfindet, kann bei den Spundwänden die Zugspannung im Beton fast völlig von deren horizontalen Nachgiebigkeit abgefedert werden (Abb. 7.30) und erreicht nur noch minimale Werte.
Allerdings sind diese Werte gem. Gl. 7.15 auch von der Baugrubenbreite abhängig. Die Werte des Abminderungsfaktors k(t) in Abhängigkeit von B und vom E-Modul sind in Abb. 7.31 aufgetragen, wobei der Bereich der beiden unteren Kurven die Spundwandausführung, und jener bis zur mittleren Kurve die Betonwände charakterisiert. Die obere Linie gilt für eine sehr dicke Betonwand in hartem Untergrund.
Im Hinblick auf die anzusetzende „Baugrubenbreite“ B ist zu bedenken, dass der ungünstigere Fall, außer am Rand, stets in der längeren Richtung des Baugrubengrundrisses (y-Richtung in Abb. 7.28a) auftritt, wenn die Sohle in einem Betonierabschnitt hergestellt wird.
Der Prozentsatz α, auf welchen sich die Spannungen (Abb. 7.30) abmindern, bleibt über den Zeitverlauf näherungsweise konstant und entspricht weitgehend dem Abminderungsfaktor k(t) aus Gl. 7.15a, der für einzelne Zeitinkremente in Abhängigkeit des momentanen E-Moduls gilt.
Näherungsweise kann α in Abhängigkeit der Wandfeder c_w für unterschiedliche Baugrubenbreiten B, aber unabhängig vom E-Modul wie folgt angegeben werden (s.a. Abb. 7.32):

$$\alpha = \sigma_{elast} / \sigma_{starr} \cong a \cdot c_w^{-b} \quad [\%], \qquad (c_w \text{ in mm}^3\text{/N}) \qquad \text{(Gl. 7.16)}$$

mit	a =18 und b =0,85	für B =5m
bzw.	a =30 und b =0,80	für B =10m
	a =53 und b =0,70	für B =25m

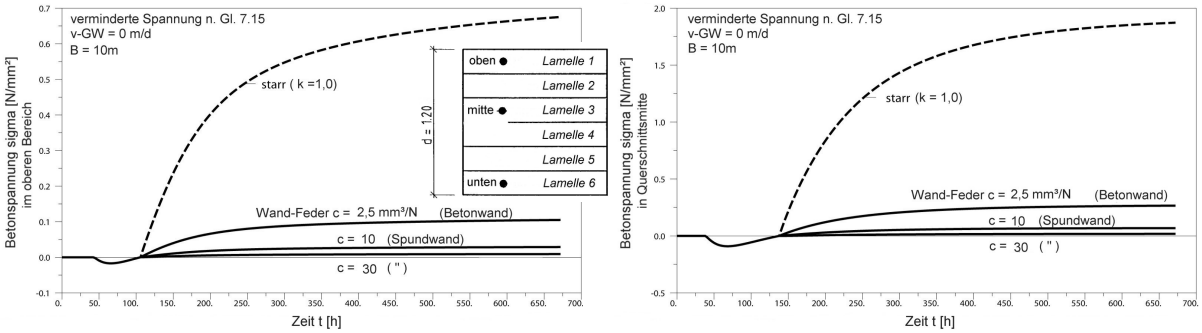


Abb. 7.30a,b Spannungsminderung durch Wand-Elastizität bei v_{GW} = 0 im oberen(a) und mittleren(b) Bereich (ohne Lenzen) und Baugrubenbreite 2B= 20m

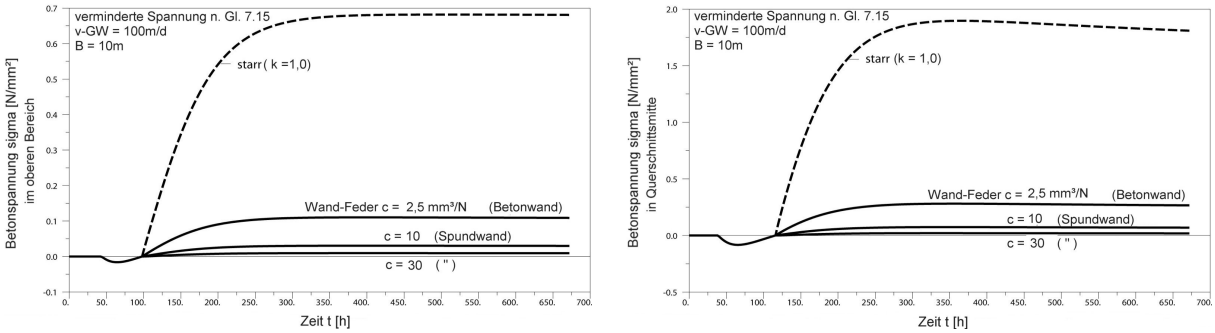


Abb. 7.30c,d Spannungsminderung durch Wand-Elastizität bei v_{GW} = 100m/d im oberen(c) und mittleren(d) Bereich (ohne Lenzen) und Baugrubenbreite 2B= 20m

Man erkennt, dass bei sehr großen Baugrubenbreiten der Abminderungseffekt durch die Wandverformung erwartungsgemäß deutlich (etwa linear zur Breite) geringer wird, und somit sowohl Verbauart als auch Baugrubengrundriss Auswirkungen auf die Zwangsspannungsentwicklung aus Hydratationswärme haben.

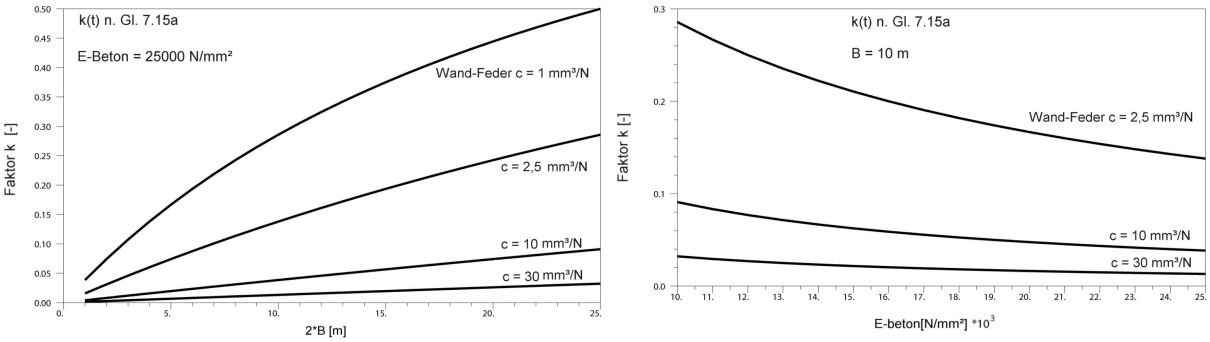


Abb. 7.31a,b Abminderungs-Faktoren k gem. Gl. 7.15a für verschiedene Wandnachgiebigkeiten cw in Abhängigkeit von der Baugrubenbreite B und des E-Moduls

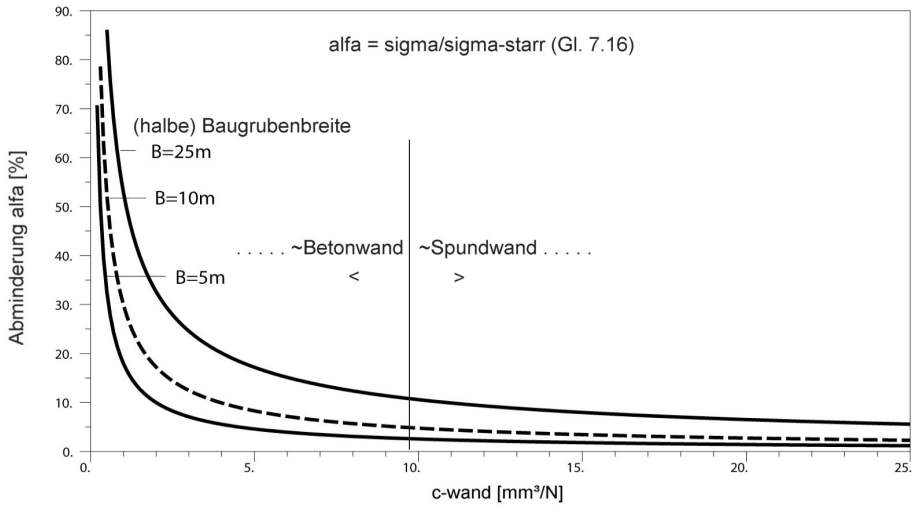


Abb. 7.32 Spannungs-Abminderung α [%] in Abhängigkeit der Wandfeder c und Baugrubenbreite (bei c= 10mm³/N liegt etwa die Grenze zwischen Beton- und Spundwand)

Allerdings sind die Ergebnisse in dieser Form noch irreführend, weil, wie bereits weiter oben bemerkt, noch der Anteil der inneren Eigenspannungen fehlt! Es kann jedoch daraus gefolgert werden, dass für den Fall der Spundwandausführung im nicht wandnahen Bereich im wesentlichen nur die Eigenspannungskomponente gem. Abschn. 7.1.4 bzw. Gl. 7.5 in Betracht kommt. Bei Vernachlässigung der nur geringen Spannungsabminderung durch Verkrümmung (s. Abschn. 7.1.3) ergibt sich die tatsächliche Spannung dann näherungsweise zu:

$$\sigma'(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta u'(t)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \quad , \Delta u' \text{ nach Gl. 7.7} \qquad \text{(Gl. 7.17)}$$

Für den allgemeineren Fall, wie er bei Ausführung mit Ortbetonwänden oder sehr breiten/langen Baugruben auftritt, lässt sich die verminderte Spannung mit dem Faktor k(t) wie folgt ausdrücken:

$$\sigma'(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta u'(t) \cdot (1 - B/(B + c_w \cdot E_B)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t) \qquad \text{(Gl. 7.18)}$$

bzw. $$\sigma'(i,t) = \sum_{t_0}^{t} (\Delta\varepsilon(i,t) - \Delta u'(t) \cdot (1 - k(t)) \cdot E(i,t) \cdot \Delta t \cdot \psi(i,t)$$

Ist der Wert für k sehr klein (Spundwand), geht Gl. 7.18 näherungsweise wieder in Gl. 7.17 über. In Abb. 7.33 sind die Spannungsverläufe für den völlig starren Fall (k = 1), den unbehinderten (Gl. 7.17), und den Fall einer Betonwand bzw. einer Spundwand (Gl. 7.18) bei jeweils B= 10m verglichen.
Zunächst bestätigt sich, dass im Fall der Spundwand, hier mit einem c_w von 30 mm³/N angenommen, nur minimale Unterschiede zum frei längs-verschieblichen Fall auftreten, und daher die Anwendung von Gl. 7.17 für Spundwände ausreichend genau ist.
Aber auch der Unterschied zwischen Betonwand und Spundwand ist bei Berücksichtigung der Eigenspannungen in der Relation nicht mehr so deutlich wie in Abb. 7.30 und für die Zugspannungen in Querschnittsmitte ebenfalls nahezu vernachlässigbar (Abb. 7.33c,d).

Mit zunehmender Sohlenstärke nimmt die „relative“ Federkonstante der Wand c_w weiter ab, und die Verhältnisse nähern sich immer mehr dem frei-verschieblichen Fall an, während die Eigenspannungskomponenten höher werden.
Bemerkenswert aber ist, dass sich in allen Fällen (außer dem starren) ein ausgeprägter Eigenspannungscharakter ausbildet, d. h. dass sich nach etwa 100h im mittleren Plattenbereich Zugspannungen, oben, und abhängig von der Grundwassergeschwindigkeit auch unten, aber Druckspannungen aufbauen. In den Stunden zuvor sind die Spannungswirkungen umgekehrt.
Betrachtet man die Größenordnung der entstehenden Zugspannungen, so kann man (zumindest für Plattenstärken um ~ 1m) davon ausgehen, dass in den Bereichen einer Unterwasserbetonsohle, wo die Verformbarkeit der Baugrubenwände wie in einem ebenen Schnitt gegeben ist, und keine sehr langen Betonierfelder vorliegen, Rissbildungen aufgrund der Hydratationswärme des Betons planmäßig nicht zu erwarten sind. Nur im Bereich neben Wänden oder geometrischen Störungen wie Baugrubenecken, bei besonders steifen Wänden oder bei Baugrubenaussteifungen werden theoretisch Zugspannungen von >1 N/mm² erreicht.

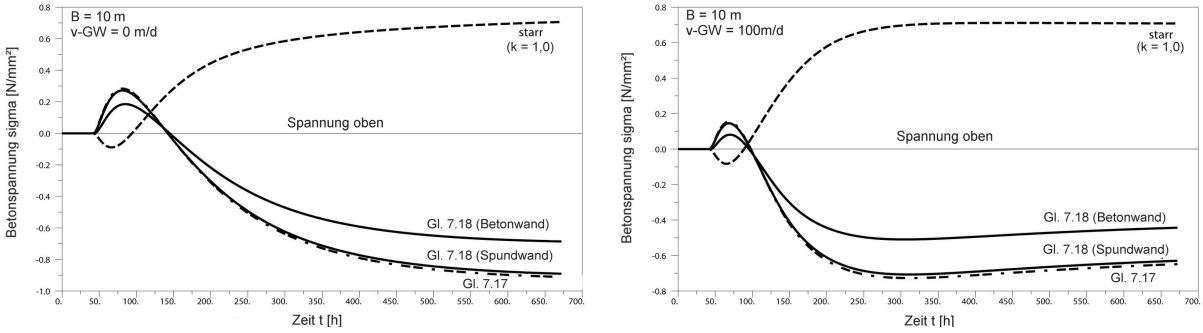


Abb. 7.33a,b Vgl. Längsspannungen im oberen Plattenbereich bei v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

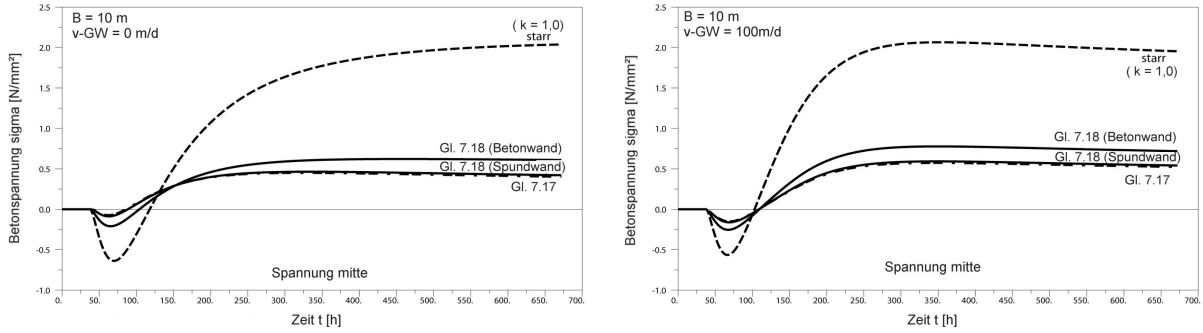


Abb. 7.33c,d Vgl. Längsspannungen im mittleren Plattenbereich bei v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

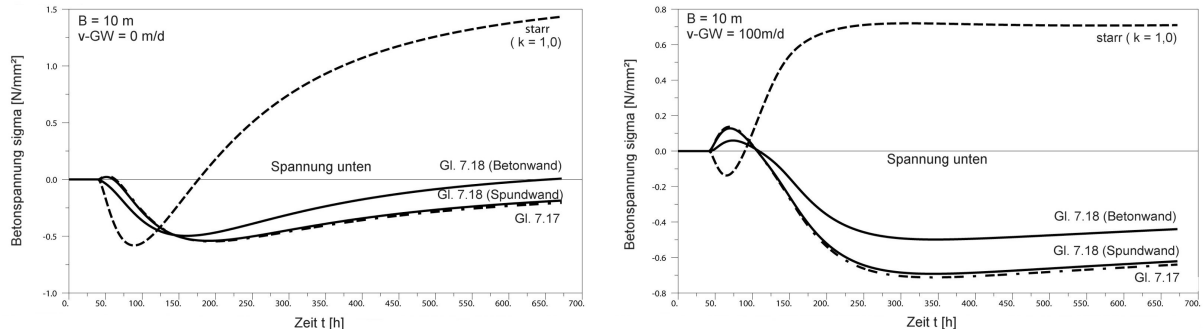


Abb. 7.33e,f Vgl. Längsspannungen im unteren Plattenbereich bei v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

7.6 Spannungsentwicklung an der Fuge zweier Betonierabschnitte

Wird eine Unterwasserbetonsohle, bedingt durch den Bauablauf oder aus anderen Gründen, in mehreren Betonierabschnitten hergestellt, treffen an den Betonierfugen stets Betone mit unterschiedlichem Alter und Reife aufeinander. Dabei sind deren Kontaktflächen durch die herstellungsbedingte Rauhigkeit mechanisch miteinander verzahnt, und es kann vorkommen, dass sich der ältere Betonierabschnitt bereits in der Abkühl- bzw. Kontraktionsphase befindet, während der jüngere Abschnitt erst beginnt, sich zu erwärmen und auszudehnen. Dazu kommt, dass beide Teile stark abweichende mechanische Eigenschaften, insbesondere beim E-Modul, aufweisen.
Wie sich die Temperaturen einerseits und die Spannungen andererseits in diesen fugennahen Bereichen entwickeln, soll im folgenden genauer geklärt werden. Dazu muss zunächst ein thermisches Modell definiert und berechnet werden, das in den beiden Bauabschnitten sowohl die zeitliche Verschiebung der Wärmefreisetzung, als auch die gegenseitige thermische Beeinflussung durch die Wärmeleitung über die Fuge hinweg berücksichtigt. Dies geschieht in Anlehnung an die in Kap. 3 behandelten Mechanismen als iterative Temperatur/Wärmeentwicklungs-Berechnung mit dem Programm ADINA-T (s. Abb. 7.34). Hierzu wird im Programm nach einer Zeit Δt von 12/24/48 bzw. 100h das Wasservolumen neben dem zuerst betonierten Plattenteil in den daran anschließenden Beton des 2. Bauabschnitts umgewandelt.

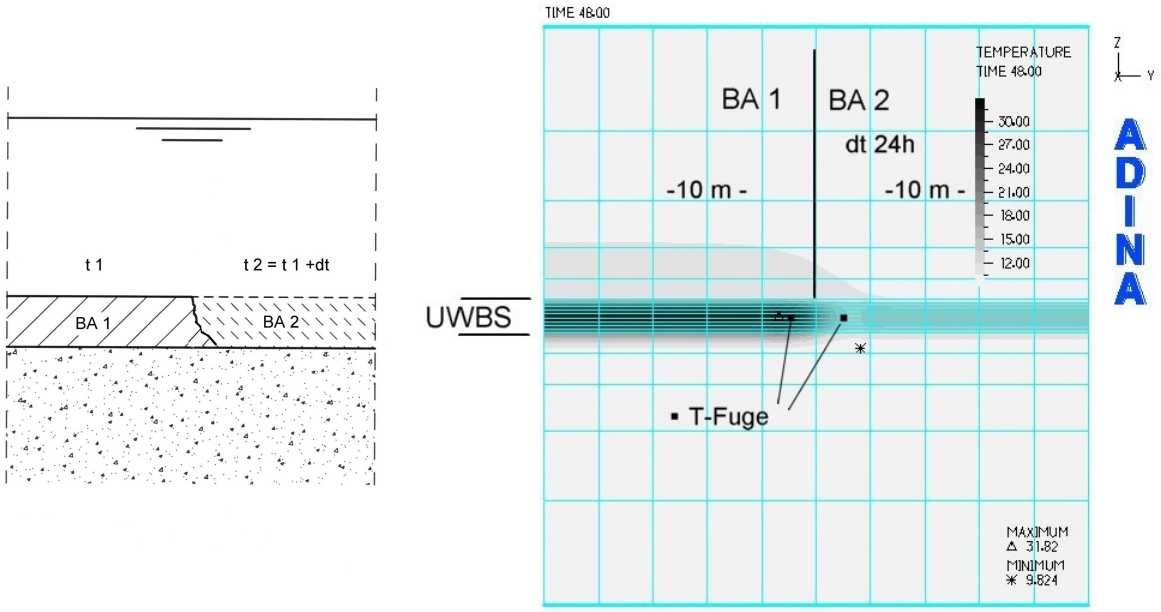


Abb. 7.34 Modell an der Betonierfuge zweier Bauabschnitte (rechts FEM-System mit Temperaturfeld 48h nach Betonage des BA 1(dt-BA 2 = 24h)

Vergleicht man die Temperaturverläufe in Fugennähe, indem man die Temperaturentwicklung im 2. Bauabschnitt um das Zeitintervall, das zwischen den Betonagen liegt, zurückverschiebt (s. Abb. 7.35), erkennt man, dass die Unterschiede aus der gegenseitigen thermischen Beeinflussung relativ gering sind. Durch das Fehlen der Wärmefreisetzung des 2.BA steigt dabei anfangs die Temperatur im 1.BA etwas weniger an als bei Betonage in einem Guss, während die bereits vorhandene Wärme im 1.BA den 2.BA vor der Freisetzung seiner Hydratationswärme „vorwärmt“.

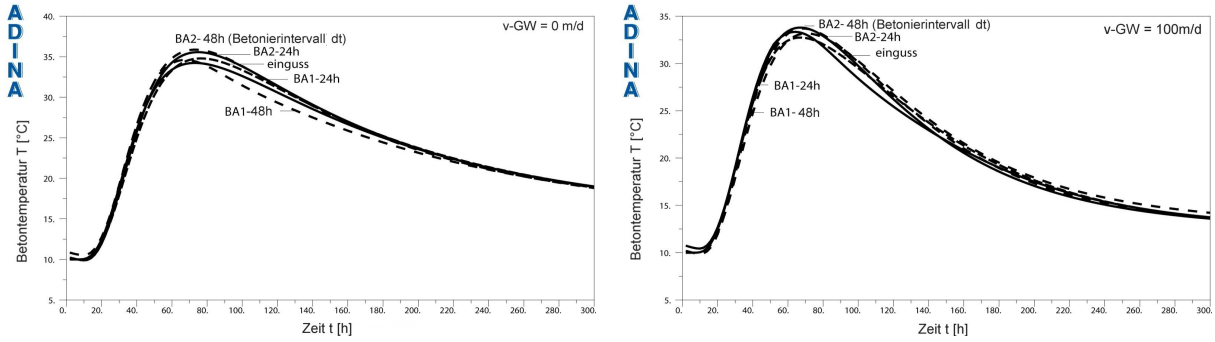
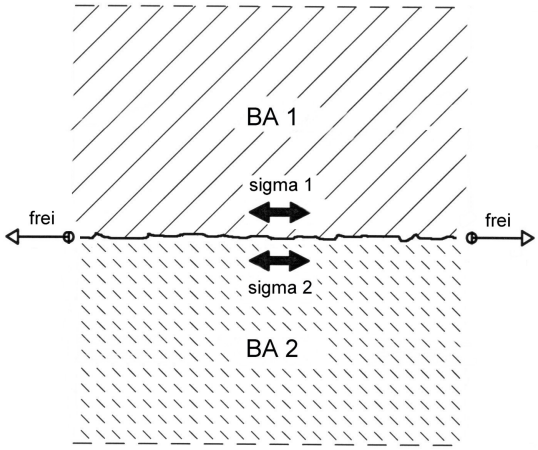


Abb. 7.35a,b Vergleich der Temperaturentwicklung an der Betonierfuge in Querschnittsmitte bei 2 Bauabschnitten mit dem Einguss-System bei v_{GW} = 0 bzw. 100m/d

Zur Ermittlung der Spannungen im Fugenbereich, bei seitlich unbehinderter horizontaler Verformbarkeit in Fugenrichtung, werden die mechanischen Verträglichkeitsbedingungen zwischen den beiden unterschiedlich elastischen Plattenteilen ausgewertet. Unter Vernachlässigung eventueller Reibungseinflüsse an der Sohlenunterseite müssen die horizontalen Normalspannungen $\sigma_{1/2}$ in Fugenrichtung zu allen Zeitpunkten entgegengesetzt gleich sein:



$\sigma_1 = -\sigma_2$ bzw. $E_1 \cdot \varepsilon_1 = -E_2 \cdot \varepsilon_2$ ($E_{1/2}$ zum jeweils gleichen Zeitpunkt vorhandener E-Modul der beiden Betonierabschnitte)

Ferner muss die Differenz der spannungserzeugenden Dehnungen $\varepsilon_{1/2}$ auf beiden Seiten gleich der jeweiligen thermischen Differenzdehnung $\Delta\varepsilon$ zwischen den beiden BA sein:

$\varepsilon_1 - \varepsilon_2 = \Delta\varepsilon$, nach Auflösen der beiden Beziehungen erhält man die Spannungsinkremente auf beiden Seiten zu:

Abb. 7.35c Spannungsverhältnisse an einer Betonierfuge

$$\sigma_2 = -\sigma_1 = \frac{E_1 \cdot E_2 \cdot \Delta\varepsilon}{E_1 + E_2} \quad \text{bzw.} \quad d\sigma_2(t) = -d\sigma_1(t) = \frac{E_1(t) \cdot E_2(t) \cdot \Delta\delta\varepsilon(t)}{E_1(t) + E_2(t)} \qquad \text{(Gl. 7.19)}$$

Somit ist es möglich, die Spannungsverläufe in gleicher Weise wie in den vorhergehenden Kapiteln mit einer dafür entsprechend modifizierten Programmroutine numerisch zu bestimmen. Allerdings sind die korrespondierenden Spannungsverläufe des 1. und 2. Betonierabschnittes nicht exakt vom selben Betrag, wenn man die aufgrund der unterschiedlichen Betonalter etwas höhere Relaxation im jüngeren 2.BA berücksichtigt. Die entstehenden Unsymmetrien bewegen sich in einer Größenordnung von 80 – 95%.
Die für einen Zeitversatz von 12, 24, 48 bzw. 100h entstehenden Spannungen zeigt Abb. 7.36: Der sich dabei ergebende zeitliche Beginn des jeweiligen Zwangsspannungsaufbaus ist dabei stets $t_0 = \Delta t + t(\alpha_0)$, also von der Betonage des 1.BA an gerechnet: Betonagezeitpunkt des 2.BA + Zeit bis zum Erreichen der Feststoffeigenschaften des Betons im BA2.

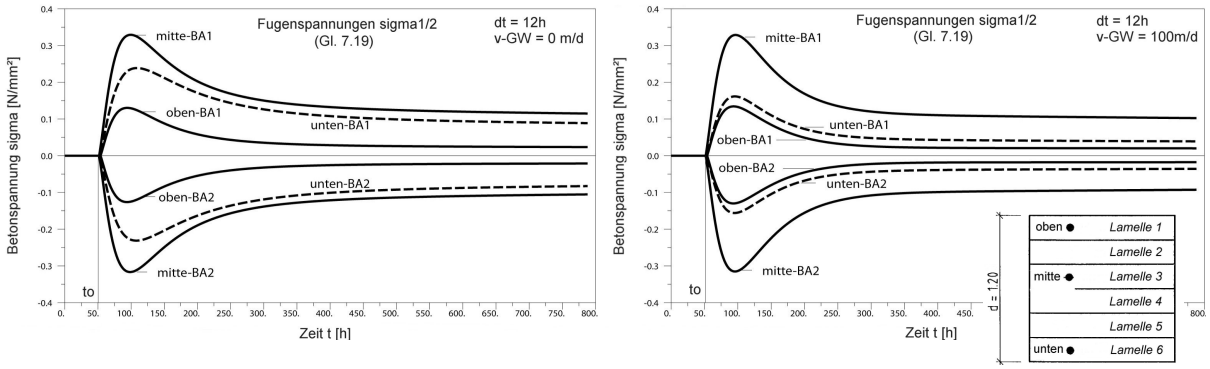


Abb. 7.36a,b Fugenspannungen bei 12h Zeitversatz für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

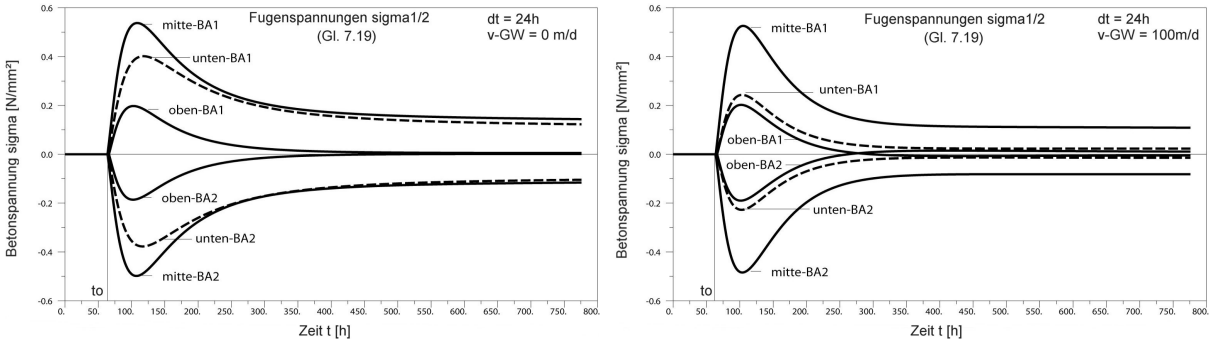


Abb. 7.36c,d Fugenspannungen bei 24h Zeitversatz für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

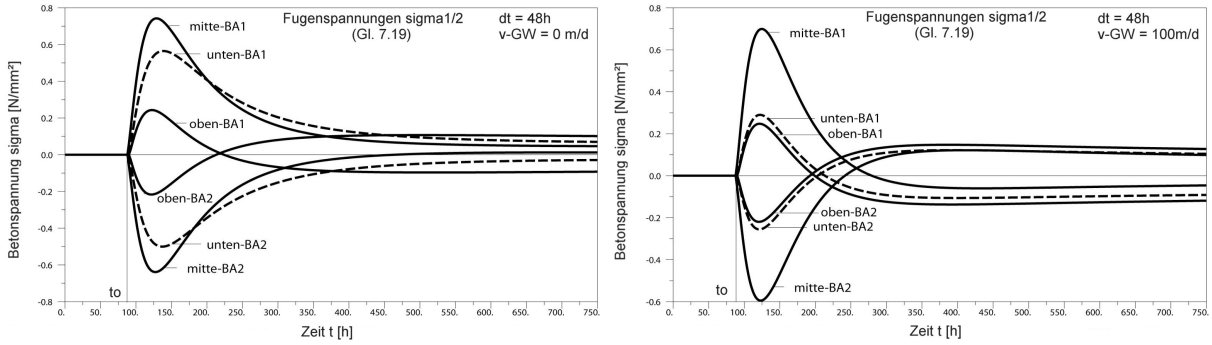


Abb. 7.36e,f Fugenspannungen bei 48h Zeitversatz für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

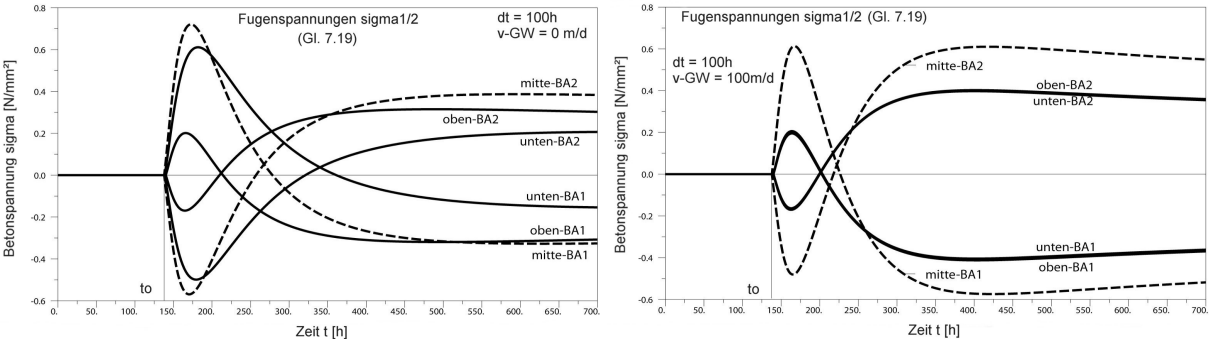
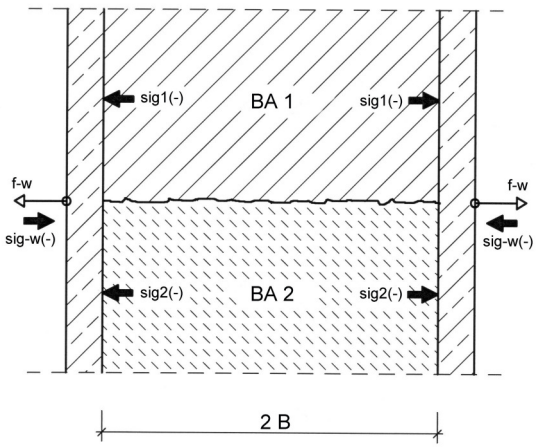


Abb. 7.36g,h Fugenspannungen bei 100h Zeitversatz für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

Deutlich wird in allen Fällen die Vorspannwirkung, die der ältere Betonierabschnitt zu Beginn der Erhärtung des jüngeren auf diesen ausübt. Umgekehrt wird der ältere BA entsprechend auf Zug beansprucht. Im Verlauf der Zeit schwächt sich dieser Effekt ab oder schlägt bei höheren Grundwassergeschwindigkeiten und/oder größerem Zeitversatz in die umgekehrte Richtung um.
Beurteilt man in diesem Zusammenhang die Behandlung von Arbeitsfugen und sog. „schwindbehinderten" Bauteilen in den einschlägigen Stahlbetonvorschriften, muss man folgern, dass die dort geforderten Mindestbewehrungen im anbetonierten Teil nur dann folgerichtig sind, wenn die Temperatur im älteren Betonteil bereits weitgehend auf das Umgebungsniveau zurückgegangen ist (wie im Fall von 100h Zeitversatz).
Diese Spannungen gelten, wie oben vorausgesetzt, für eine freie seitliche Verformbarkeit. Im Regelfall befindet sich der Plattenbeton jedoch formschlüssig zwischen den Baugrubenwänden, die eine seitliche Behinderung darstellen (s. Kap. 7.5). Diese bewirkt eine zusätzliche Spannungskomponente, wenn sich beide Betonierabschnitte in einem Zeitintervall gleichzeitig ausdehnen oder zusammenziehen. Bleibt die resultierende seitliche Dehnung beider BA gleich Null, hat die Wand keinen Einfluss auf die Spannungen an der Betonierfuge, da sie die Druckbeanspruchung auf der Seite mit behinderter Ausdehnung wieder als Zugkraft in den anderen Betonierabschnitt einleitet.
Definiert man die Wandverschiebung f_w als $f_w = c_w \cdot \sigma_w$ und ε_1 bzw. ε_2 als die thermischen Einzeldehnungen der beiden Betonierabschnitte, folgt aus dem Gleichgewicht der Horizontalkräfte an der Wand: $\sigma_1 + \sigma_2 + f_w / c_w = 0$, sowie aus den Verträglichkeitsbedingungen der Spannungs-/Dehnungs-Beziehungen: $\sigma_1 = -E_1 \cdot (\varepsilon_1 - f / B)$ bzw. $\sigma_2 = -E_2 \cdot (\varepsilon_2 - f / B)$, mit der halben Baugrubenbreite B, nach Umformen (s.a. Abb. 7.37):

$$\sigma_1 = -E_1 \cdot (\varepsilon_1 - \frac{E_1 \cdot \varepsilon_1 + E_2 \cdot \varepsilon_2}{E_1 + E_2 + B / c_w}) \quad \text{und} \quad \sigma_2 = -E_2 \cdot (\varepsilon_2 - \frac{E_1 \cdot \varepsilon_1 + E_2 \cdot \varepsilon_2}{E_1 + E_2 + B / c_w}) \qquad \text{(Gl. 7.20)}$$

bzw. $\delta\sigma_{1,2}(t) = -E_{1,2}(t) \cdot (\varepsilon_{1,2}(t) - \frac{E_1(t) \cdot \delta\varepsilon_1(t) + E_2(t) \cdot \delta\varepsilon_2(t)}{E_1(t) + E_2(t) + B / c_w})$



Für den „wandlosen" Fall: $B / c_w = 0$ lässt sich obige Beziehung wiederum in Gl. 7.19 überführen.
Den Einfluss verschiedener Wandsteifigkeiten, entsprechend einer Spundwand und einer Betonwand mit 0,8 bzw. 1,2m Dicke und B= 25m, auf die Spannungen in der Mitte der Sohlplatte zeigt Abb. 7.38.

Abb. 7.37 Spannungsverhältnisse an Betonierfugen bei elastischen Baugrubenwänden

Es zeigt sich, dass in der Abkühlungsphase erwartungsgemäß in allen Fällen eine Verlagerung der Spannungen in Richtung Zug erfolgt, umso stärker, je steifer die Wand und je größer die Baugrubenbreite ist.

Bemerkenswert sind aber die Unterschiede, die sich bei verschieden langen Zeitversätzen der Betonierabschnitte ergeben. Bei großen Zeitunterschieden wird der Einfluss der Wandsteifigkeit zunehmend geringer, der der Grundwassergeschwindigkeit aber höher.

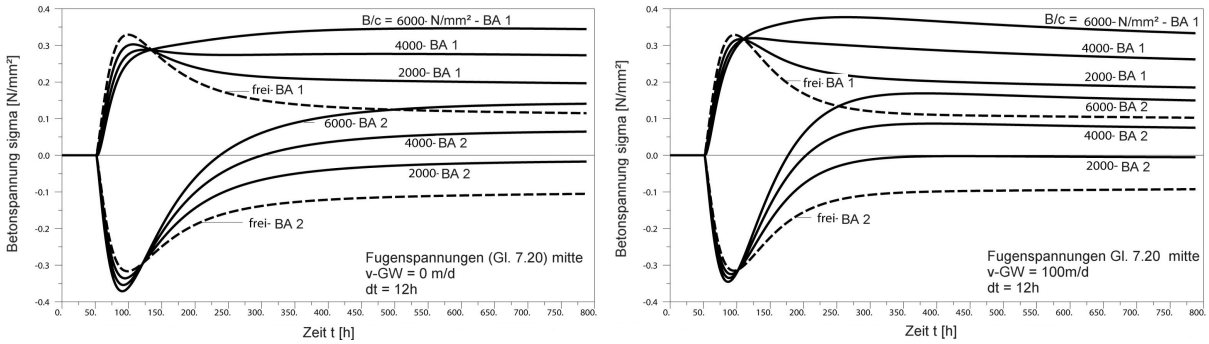


Abb. 7.38a,b Fugenspannungen infolge 12h Zeitversatz bei verschiedenen Wandsteifigkeiten (B/c = 0/2000/4000/6000 N/mm²) für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

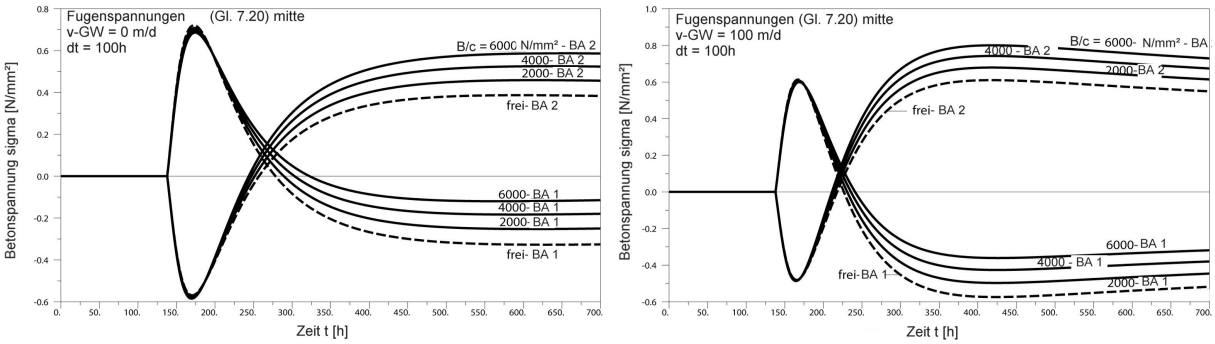


Abb. 7.38c,d Fugenspannungen infolge 100h Zeitversatz bei verschiedenen Wandsteifigkeiten (B/c=0/ 2000/4000/6000 N/mm²) für v_{GW} = 0 bzw. 100 m/d

7.7 Horizontale Druckkomponente beim Lenzvorgang

Sinkt während des Lenzvorgangs der Wasserspiegel in der Baugrube, tritt neben den sich an der Sohlenunterseite aufbauenden Auftriebskräften auch eine Verformung der Baugrubenwände zur Luftseite hin auf. Dies führt zu einer horizontalen Druckbeanspruchung bzw. Zugspannungsminderung $\Delta\sigma$ in der Sohle.

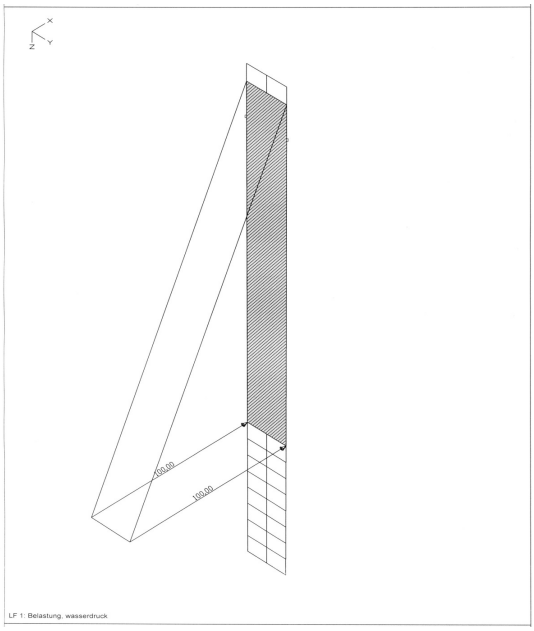
Nicht unerwähnt soll in diesem Zusammenhang bleiben, dass der Sohlenbeton schon nach dem Einbringen unter Wasser dem anstehenden Wasserdruck ausgesetzt war und im noch weichen Zustand eine geringe vertikale und horizontale „Vorkompression“ von 0,01 N/m² pro m Wassertiefe erfahren hat, wie sie auch bei der Betonage hoher Bauteile auftritt. Wegen des vergleichsweise geringen Betrags und des bei einsetzender Erhärtung noch stark wirksamen Relaxationsvermögens wird dieser Anteil jedoch nicht weiterverfolgt.

Der Spannungsanteil $\Delta\sigma$ lässt sich jedoch bei bekannter, von der Sohle unbehinderter Horizontalverschiebung f_{Wand} der Wand (auf Sohlenhöhe) beim Lenzvorgang aus der Wandfeder

c_w, sowie dem E-Modul der Sohlplatte und der (halben) Baugrubenbreite B über die Verträglichkeitsbedingungen der Horizontalverformungen auf Sohlenhöhe ermitteln:
unbehinderte Wandverformung aus Lenzen = Rückfederung-Wand + Sohlenstauchung =

$$-f_{Wand} = c_w \cdot \Delta\sigma + B / E_{Beton} \cdot \Delta\sigma \quad \text{und daraus} \quad \Delta\sigma = -\frac{f_{Wand}}{c_w + B/E_{Beton}} \quad [\text{N/mm}^2] \qquad \text{(Gl. 7.21)}$$

$\Delta\sigma$ kann ab Beginn des Lenzvorgangs, von Null bis zum vollen Wert bei Lenzende ansteigend, mit dem Spannungsverlauf in der Betonsohle senkrecht zur Baugrubenwand überlagert werden. Parallel zur Wand bzw. in Ecken wird diese Komponente dagegen nicht wirksam.
Zur Bestimmung dieser Verformungswerte wurden für verschiedene Baugrubentiefen bzw. Grundwasserhöhen und unterschiedliche Wandsteifigkeiten Berechnungen mit dem FEM-Programm „Infograph“ durchgeführt (s. Abb. 7.39 und Anhang A7/7). Mit Hilfe der dabei erhaltenen Wandverformungen beim Lenzen f_{Wand} sowie der zugehörigen Werte der Wandfeder c_w (aus Abschn. 7.5) wurden die Spannungskomponenten nach Gl. 7.21 zunächst für den Grenzfall B= 0 bestimmt und in Abb. 7.40 bzw. Tab. 7.1 dargestellt.



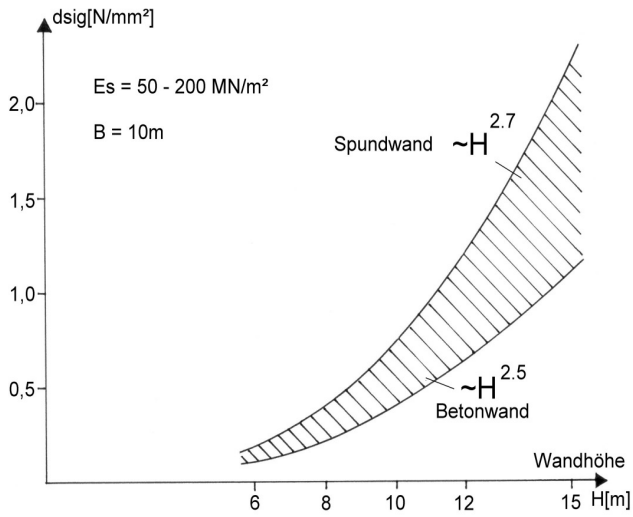


Abb. 7.39/7.40 Wandbelastung durch Lenzvorgang und Bandbreite des Spannungszuwachses

H [m]	6	6	10	10	12	12	15	15
Wand	Beton d=120cm	Spund-wand	Beton d=120cm	Spund-wand	Beton d=120cm	Spund-wand	Beton d=120cm	Spund-wand
f_{Wand} [mm]	0,32	1,53	1,7	7,23	3,0	12,37	6,0	23,7
c_w [mm³/N]	2,43	8,08	3,5	9,76	3,9	10,23	4,35	10,7
$\Delta\sigma$ [N/mm²]	0,13	0,19	0,48	0,74	0,77	1,20	1,38	2,21

Tabelle 7.1 Druckspannungskomponente aus Lenzen (Grenzfall B=0), E_s-Boden= 200MN/m²

Denn es zeigt sich, dass die Baugrubenbreite B nur einen geringen Einfluss auf diese Spannungskomponente hat, wobei im Falle des relativ verformbaren Spundwandverbaues der Einfluss tendenziell noch geringer ist (Abb. 7.41).
Auch die Höhe des Boden-Steifemoduls E_s zeigt im Gegensatz zur Spannungsminderung bei der thermischen Sohlendehnung (s. Kap. 7.5) nur wenig Einfluss auf den Druckspannungsanteil beim Lenzen, da sich Wand-Federsteifigkeit c_w und Wandverformung f_{Wand} gegenseitig etwa ausgleichen (s. Anhang A7/7).
Die dagegen starke Abhängigkeit von der Baugrubentiefe H lässt sich mathematisch etwa mit $\Delta\sigma \sim H^{2,5 bis 2,7}$ beschreiben (s. Abb. 7.40). Andererseits hat die Steifigkeit der Wand einen umso größeren Einfluss, je tiefer die Baugrube wird.
Mit anwachsender Sohlenstärke sinken diese Werte etwa proportional zur Plattendicke ab, und die Verteilung der Druckspannungen konzentriert sich immer mehr auf die oberen Schichten der Sohlplatte, insbesondere bei Spundwänden.

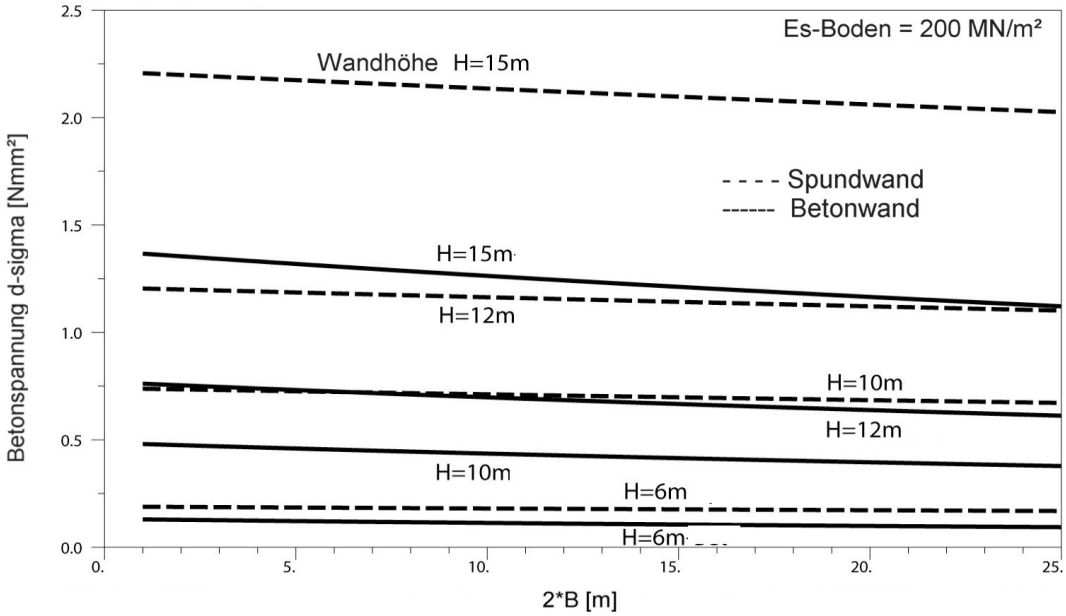


Abb. 7.41 Abhängigkeit der Druckspannungskomponente beim Lenzen von der Baugrubenbreite (2xB) und Baugrubentiefe für Betonwände und Spundwände

7.8 Zusammenfassung

Neben den thermischen Bedingungen, die für die Dehnungen im jungen Sohlenbeton verantwortlich sind, spielen für das Entstehen der Spannungen im Beton auch die mechanischen Randbedingungen unterhalb und seitlich der Unterwasserbetonsohle eine wichtige Rolle.
Die starren Verhältnisse wie in einem sog. Reißrahmen sind in der Realität nur an bestimmten Stellen und auch nur näherungsweise anzutreffen, da die seitlichen Begrenzungen in Form von Baugrubenwänden eine gewisse Nachgiebigkeit, je nach Wandausbildung und Baugrubentiefe, aufweisen. Dies hat zur Folge, dass sich die Zugspannungen, die man unter Annahme „starrer Reißrahmenbedingungen“ errechnet, nur teilweise aufbauen. Dabei spielt auch die Breite der Baugrube zwischen den Wänden eine Rolle. Unabhängig davon entstehen „innere“ Eigenspannungskomponenten, die sich aus ungleichmäßiger Dehnung über die Querschnittshöhe ergeben.
Auch in vertikaler Richtung sind Krümmungseffekte, die aus linear über die Plattenhöhe verteilten Dehnungen resultieren, zu beobachten. Je nachdem, wie stark die Aufwölbung der Platte in Feldmitte oder an den Enden vom Eigengewicht unter Auftrieb, von den Auftriebsankern oder den Baugrubenwänden behindert wird, kann sich ein gewisser Spannungsausgleich der unteren und oberen Plattenbereiche einstellen. Dieser erweist sich hier jedoch bereits bei schwacher vertikaler Verformungsbehinderung als relativ gering.
Als weitere wichtige mechanische Randbedingungen sind Behinderungen aus Reibung zu nennen, die sich unterhalb freier Seitenflächen des Betons, also beispielsweise an Betonierfugen einstellen. Hierfür wurde untersucht, welchen spannungsmindernden Einfluss die Miterwärmung des Bodens und dessen ggf. aktivierte thermische Eigendehnung ausübt.
In ähnlicher Weise stellt der Reibschluss an den Baugrubenwänden eine Dehnungsbehinderung für die Unterwasserbetonsohle in Wandebene dar. Dazu wurde wiederum die Spannungsminderung sowohl aufgrund der mechanischen Elastizität der Wand, als auch der Wärmedehnung der Wand an sich untersucht. Es ergibt sich dabei ein deutlicher Unterschied zwischen Wänden aus Beton und einer Spundwandausführung.
Bei verankerten Unterwasserbetonsohlen beeinflussen auch die Auftriebsanker die mechanischen Randbedingungen in vertikaler Richtung. Die Untersuchung der thermischen Einflüsse auf die Sohlplatte zeigt jedoch, dass diese gegenüber der Beeinflussung der Ankerkräfte durch die Sohle ihrerseits sehr gering sind.
Eine weitere Fragestellung ergibt sich zur gegenseitigen Beeinflussung zweier Betonierabschnitte an deren Kontaktfuge. Sowohl für den Fall einer theoretisch nicht vorhandenen Behinderung durch Baugrubenwände, als auch für elastische Wände wurde der Einfluss des zeitlichen Versatzes zwischen zwei Betonierabschnitten untersucht. Es ergibt sich stets eine anfängliche „Vorspannwirkung“ für den jüngeren Betonierabschnitt, welche erst bei einem großen Zeitversatz und nach mehreren Tagen in die „klassische“ Behinderung des anbetonierten Teils durch den vorhandenen umschlägt. Je steifer dabei die berücksichtigte Baugrubenwand ist, desto mehr wandert das Spannungsniveau insgesamt in den Zugspannungsbereich.
Schließlich stellt, nachdem der Sohlenbeton eine ausreichende Festigkeit erreicht hat, der Lenzvorgang eine zweifache mechanische Beeinflussung der Sohlplatte dar. Neben der vertikalen Wirkung des Auftriebs findet auch eine horizontale Druckbeanspruchung der Platte aufgrund der Wandverformung statt. Diese hängt maßgeblich von der Baugrubentiefe und von der Wandausführung ab, von der Baugrubenbreite sowie vom Boden jedoch nur geringfügig. Baugrubenwände in Spundwandausführung bewirken beim Lenzvorgang im Vergleich zu Betonwänden eine deutlich höhere Druckspannung in der Sohle, durch die die Zugbelastungen aus der Hydratation nachträglich betragsmäßig durchaus aufgehoben, jedoch bereits vor dem Lenzen entstandene Risse nicht mehr behoben werden können.

8 Versuchsreihe zur Wärmeentwicklung von Unterwasserbetonen mittels adiabatischer Kalorimetrie

8.1 Veranlassung

Für die Spannungsentwicklung in Betonbauteilen aufgrund von Hydratationswärme stellen die rezepturspezifischen Parameter der angesetzten Wärmeentwicklungsfunktion (s. Kap. 3, Gl. 3.2) entscheidende Werte dar. Jedoch finden sich in der Literatur nur relativ wenige verlässliche Angaben über die erforderlichen Parameter (s. a. Anhang A3/1).
Insbesondere die Bestimmung der maximalen Wärmeabgabe Q_∞ bzw. ΔT_{ad} aus dem jeweiligen Zementgehalt bereitet aufgrund der hohen angegebenen Streuungen erhebliche Probleme. Dabei beziehen sich die verfügbaren Werte zumeist auf PZ-Betone und Betone ohne Flugaschezugabe. Gerade bei Betonmischungen für Unterwasserbetonage wird aber häufig Flugasche in erheblichen Mengen als Zementersatz verwendet. Sowohl deren (wenn auch geringer) Anteil an der Gesamtwärmefreisetzung, als auch der Einfluss auf den Verlauf der Wärmeentwicklung kann aus Literaturangaben nur schwer abgeleitet werden. Ferner ergeben sich bei UW-Beton rezepturbedingte Unterschiede aufgrund der erforderlichen Verarbeitungseigenschaften für die UW-Betonage.
Deshalb wurden im Rahmen der vorliegenden Arbeit, in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der Technischen Universität München, am Centrum Baustoffe und Materialprüfung (CBM) für acht Unterwasserbetonrezepturen adiabatische Kalorimeterversuche durchgeführt.

8.2 Versuchsbetone und Versuchsdurchführung

8.2.1 Gewählte Versuchsrezepturen

Untersucht wurden fünf UWB-Rezepturen mit CEM II/III nach den Angaben verschiedener Betonwerke, welche alle einen Flugascheanteil enthalten (s. Tabelle 8-1 und Anhang A 8/1).
Dazu als Variante eine „Nullmischung“ ohne Flugasche und eine Vergleichsmischung mit Zement eines anderen Lieferwerks.
Ferner ein Stahlfaser-Unterwasserbeton mit CEM I, der in dieser Form am Potsdamer Platz in Berlin eingebaut wurde *[127],* und für den die Werte der Hydratationswärmeentwicklung Q_∞, t_k und c_1 verfügbar waren. Deshalb wurden die Werte dieser Rezeptur auch in den vorhergehenden Kapiteln als UWB-„Standardrezeptur“ verwendet.
Ziel der Versuchsreihe war, neben der Ermittlung der Parameter weiterer UWB-Rezepturen, den Einfluss von Flugasche, Zementart sowie den infolge unterschiedlicher Zementhersteller zu untersuchen.

Mischung	Sieblinie	Zement				SFA	w/b	Zusatzmittel FM	Zusatzmittel VZ
		Art		Hersteller	kg/m³	kg/m³	-	kg/m³	kg/m³
A*	B16	CEM I	32,5 R	Heidelberg-Cement	280	220	0,39	4,20	1,12
B	AB16	CEM II B-S	32,5 R	Heidelberg-Cement	380	45	0,54	1,52	-
C	AB16	CEM II B-S	32,5 R	Heidelberg-Cement	300	100	0,54	1,50	-
D	AB32	CEM II B-S	32,5 R	Heidelberg-Cement	270	80	0,54	1,35	-
E	AB32	CEM II B-S	32,5 R	Heidelberg-Cement	270	0	0,70	1,35	-
F	AB32	CEM III A	32,5 N	Heidelberg-Cement	270	80	0,54	1,35	-
G	AB16	CEM III A	32,5 N	Heidelberg-Cement	300	100	0,54	1,50	-
H	AB16	CEM III A	32,5 N	Schwenk Zement	300	100	0,54	1,50	-

*Tabelle 8-1 Versuchsbetone (*Mischung A mit 40 kg/m³ Stahlfaserzusatz)*

8.2.2 Versuchsaufbau und -Durchführung

Bei der Ermittlung der Wärmeentwicklung mittels adiabatischer Kalorimetrie treten keinerlei Wärmeverluste in der Betonprobe nach außen auf, und es wird auch keine Wärme von außen zugeführt. Das bedeutet, dass die Temperatur im Innern eines Probekörpers gleich der Umgebungstemperatur ist. Dies bewirkt, dass die gesamte freigesetzte Hydratationswärme vollständig für die Erwärmung der Betonprobe zur Verfügung steht, und die Hydratation daher schneller abläuft (s. Kap. 3). Bereits binnen etwa 24 Stunden setzt ein Beton unter adiabatischen Bedingungen drei Viertel seiner gesamten Wärme frei *[21]*. Die Temperatur steigt dabei ständig an, bis sich die Reaktionsgeschwindigkeit der Hydratation verringert, und die Temperatur asymptotisch einem Endwert entgegen strebt.
Die Genauigkeit, mit der die freigesetzte Wärmemenge und der Temperaturverlauf bei der adiabatischen Kalorimetrie ermittelt werden, ist besonders in den ersten Tagen sehr hoch. Erst wenn sich die Temperatur nach etwa 5 Tagen einem Endwert nähert, und kaum mehr Wärme freigesetzt wird, werden die Messwerte durch geringe Temperaturabweichungen zwischen innen und außen, die versuchstechnisch praktisch nicht zu vermeiden sind, zunehmend ungenauer.
Um die Entwicklung der Hydratationswärme des Betons unter adiabatischen Verhältnissen messen zu können, ist ein Kalorimeter mit entsprechend großen Abmessungen erforderlich. Das Volumen der Betonprobe, an der die Entwicklung der Hydratationswärme im Kalorimeter bestimmt wird, beträgt bei den hier durchgeführten Versuchen 60 Liter. Das Kalorimeter entspricht damit in seinem Aufbau den RILEM „Technical Recommendations“ *[119]* und besteht aus drei ineinander liegenden Stahlfässern (s. Abb. 8.1 und Anhang A8/2). Das innere Fass dient zur Aufnahme der Betonprobe, in deren Mitte die Temperatur mit einem Widerstandstemperaturfühler PT 100 online erfasst wird. Dieses innere Fass steht in dem mittleren, mit Luft gefüllten Fass. Luft vermindert durch seine wärmeisolierenden Eigenschaften die Abgabe von Wärme aus der Betonprobe. Die Dicke der Luftschicht zwischen innerem und mittlerem Fass beträgt rund 2cm.
Die Umgebungstemperatur im mittleren Fass wird ebenfalls mit einem Widerstandstemperaturfühler erfasst, der an der Innenseite des mittleren Fasses befestigt ist. Inneres und mittleres Fass stehen schließlich im äußeren Fass, bei dem der rund 2,5cm dicke Zwischenraum mit einer temperierbaren Flüssigkeit (Gemisch aus Wasser und Glysantin) gefüllt ist. Außen ist

das Fass wieder wärmegedämmt. Die temperierbare Flüssigkeit läuft durch einen Zulauf ein und wird durch einen Ablauf abgesaugt. Die Zulaufleistung beträgt 0,25 Liter/Sekunde. Das gesamte Flüssigkeitsvolumen im System beträgt etwa 75 Liter, wobei sich im äußeren Fass etwa 50 Liter, und in einem an das Fass angeschlossenen Kryostaten die restlichen 25 Liter befinden.
Die Regelung der Flüssigkeitstemperatur im äußeren Fass erfolgt computergesteuert. Als Regelgröße wird die Umgebungstemperatur im mittleren Fass verwendet. Beträgt die Differenz zwischen Betontemperatur und Umgebungstemperatur mehr als +/-0,01K, wird die Flüssigkeitstemperatur über einen Regelkreis mit der Heiz- und Kühlvorrichtung des Kryostaten nachgeregelt, bis die Differenz wieder kleiner ist. Die Luftschicht im mittleren Fass dient dabei als Puffer gegenüber geringen Schwankungen der Flüssigkeitstemperatur.

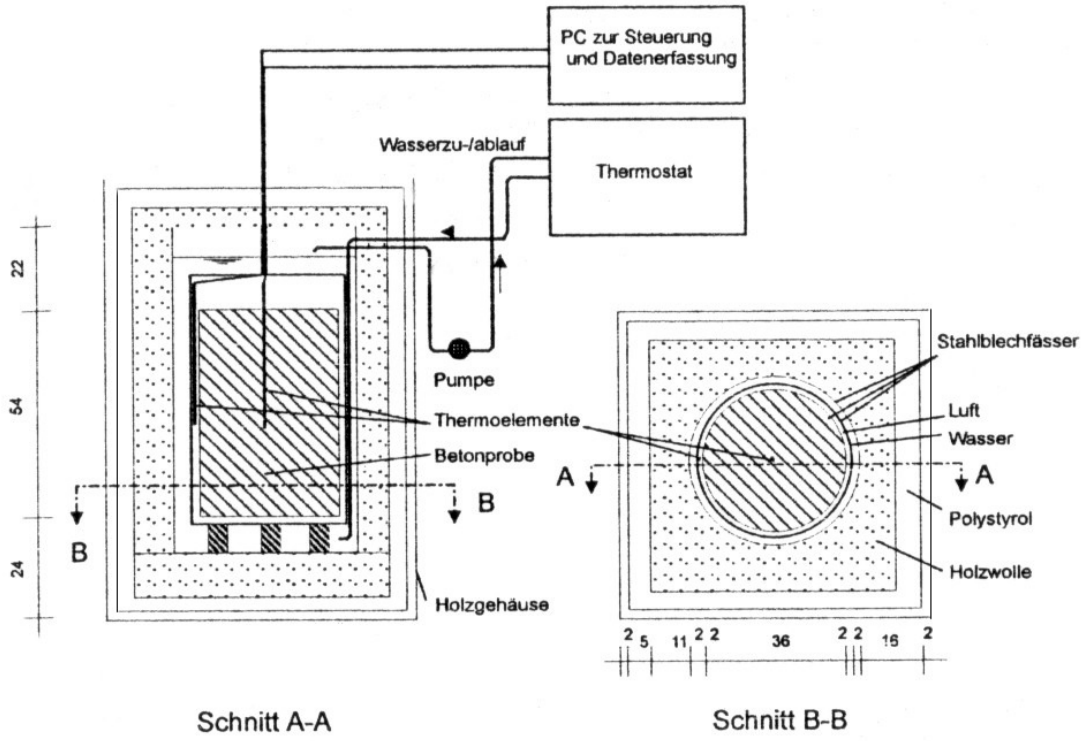


Abb. 8.1 Schematischer Versuchsaufbau zur adiabatischen Kalorimetrie [147] (s.a. A8/2)

8.2.3 Messergebnisse der Versuchsrezepturen

Bei den durchgeführten acht Kalorimeterversuchen wurde nur für die Rezepturen C und H die volle geplante Aufzeichnungslänge des Temperaturanstiegs von 7 Tagen erreicht (Tabelle 8-2 und Abb. 8.2a). Bei den restlichen Versuchen konnte aufgrund steuerungstechnischer Probleme der gemessene adiabatische Temperaturanstieg nur bis zu einer Dauer von 3 bis 5 Tagen weiterverwendet werden, da danach die Temperaturkurve wieder abfiel (Abb. 8.2b). Dennoch konnten für alle acht Mischungen nach teilweiser Korrektur ausreichend aussagekräftige Kurvenverläufe erzielt werden, an deren Hochpunkt nur noch ein geringer Temperaturanstieg stattfand.

Grundlage der durchgeführten Korrekturen ist dabei die Temperaturdifferenz zwischen Versuchsbeton und Wasserbad, welches diesen als Temperaturpuffer umgibt. Diese Differenz sollte im Idealfall annähernd gleich Null sein, jedoch treten in der praktischen Versuchsdurchführung durch die Temperaturregelung im Wasserbad stets gewisse oszillierende Schwankungen im 1/10-tel Grad-Bereich auf (s. Anhang A8/3). Haben diese im zeitlichen Verlauf eine deutliche Tendenz in positive oder negative Richtung, bedeutet dies, dass dem Versuchsbeton insgesamt von außen, d. h. vom Wasserbad, Wärme zugeführt oder, im anderen Fall, entzogen wird. Als Folge sind die gemessenen adiabatischen Temperaturerhöhungen zunehmend zu hoch oder zu niedrig. Anhand einer Integraldarstellung des Verlaufs der Differenztemperaturen kann eine Abschätzung einer ggf. nötigen Korrektur der Messwerte getroffen werden (s. Anhang A8/3).
Abb. 8.2c zeigt den auf die jeweils im Labor gemessene Frischbetontemperatur bezogenen, korrigierten adiabatischen Temperaturanstieg der acht Versuchsrezepturen.

Mischung	**$T_{Frischbeton}$**	**Ausbreitmaß**		**Zeit Δt** (Wasserzugabe bis Messbeginn)	**T_{max}**	**Zeit t bei T_{max}**
	°C	**mm**	**Klasse**	**min.**	**°C**	**h**
A	20,0	690	F6	28	65,27	112
B	20,0	515	F4	21	65,86	76
C	19,3	570	F5	17	63,22	168
D	20,1	575	F5	29	56,13	105
E	19,5	600	F5	16	57,87	125
F	19,0	655	F6	22	50,01	98
G	20,3	720	F6	23	52,13	133
H	17,3	750	F6	27	58,98	168

Tabelle 8-2 Protokoll der Versuchsdurchführung

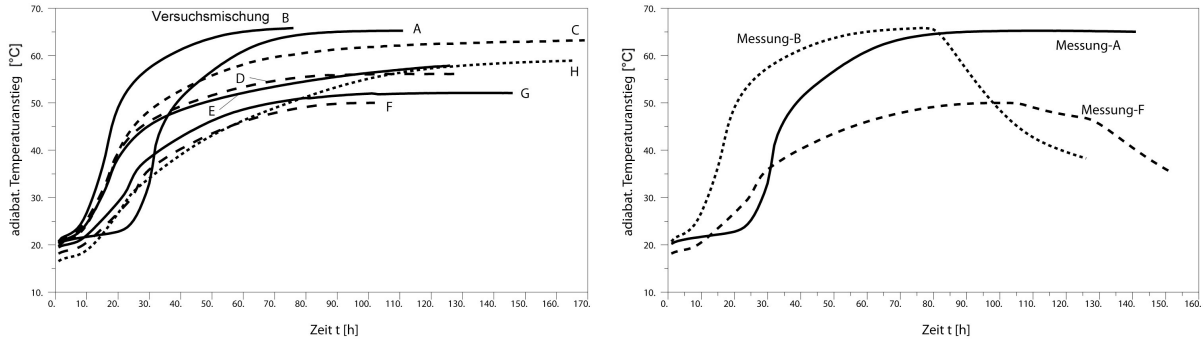


Abb. 8.2a,b Gemessene adiabatische Temperaturverläufe

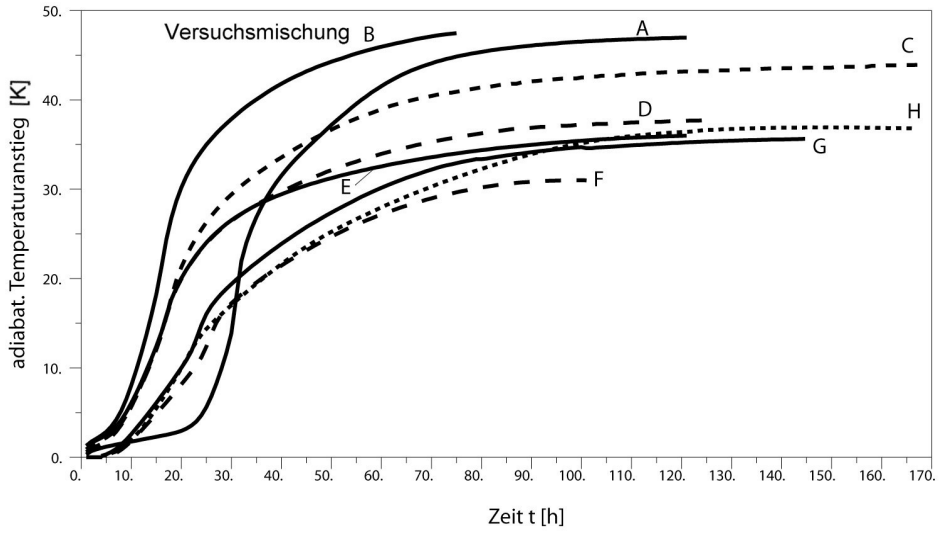


Abb. 8.2c Korrigierter adiabatischer Temperaturanstieg ab Frischbetontemperatur

8.3 Versuchsauswertung und Bestimmung der Parameter ΔT_{ad}, t_k und c_1

8.3.1 Allgemeines

Die Betontemperaturen wurden bei einer Starttemperatur von ~ +20°C im 6 Minuten-Takt jeweils für eine geplante Dauer von 7 Tagen aufgezeichnet, wobei nicht bei allen Mischungen der volle Aufzeichnungszeitraum erreicht werden konnte. Nach diesen 168 Stunden steigt die Temperatur nur noch sehr langsam an. Allerdings darf der zum Versuchsende erreichte Temperaturanstieg ΔT_{ad} noch nicht mit dem Wert Q_∞ / C von Gl. 3.2 gleichgesetzt werden, da der „theoretische“ Hydratationsgrad nach 7 Tagen erst 80 bis 85% erreicht hat, und es fraglich ist, ob der Formelwert für „Q_∞“ jemals praktisch gemessen werden kann.

Diese Tatsache erschwert grundsätzlich die Bestimmung der drei Modellparameter, weil Q_∞ nicht einfach aufgrund der gemessenen maximalen adiabatischen Temperaturerhöhung festgelegt werden kann, und somit nur noch zwei Parameter für die Anpassung des Kurvenverlaufes zu bestimmen wären. Vielmehr lassen sich i. d. R. mehrere unterschiedliche Parameterkonfigurationen, mit um mehrere K abweichenden ΔT_{ad} finden, die den jeweils gemessenen Temperaturverlauf etwa gleich gut annähern können und auch etwa gleiche Temperaturverläufe unter realen „Bauteilbedingungen“ liefern (s. Anhang A8/4). Ebenso ist es wichtig, dass bei der Erzeugung der Modellkurven von der tatsächlichen Frischbetontemperatur, die im Versuch gemessen wurde, ausgegangen wird (Abb. 8.3d).

Abb. 8.3 zeigt als Orientierung, in welcher Weise die modellierten adiabatischen Kurvenverläufe gem. Gl. 3.2 auf Veränderung der jeweiligen Modellparameter reagieren.

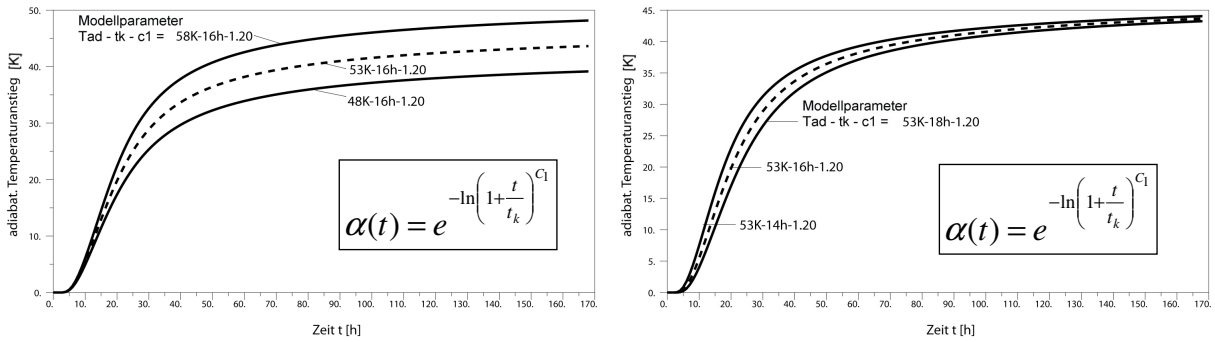


Abb. 8.3a,b Abhängigkeit der Modellkurven von den Parametern (Δ)*Tad (a) und tk (b)*

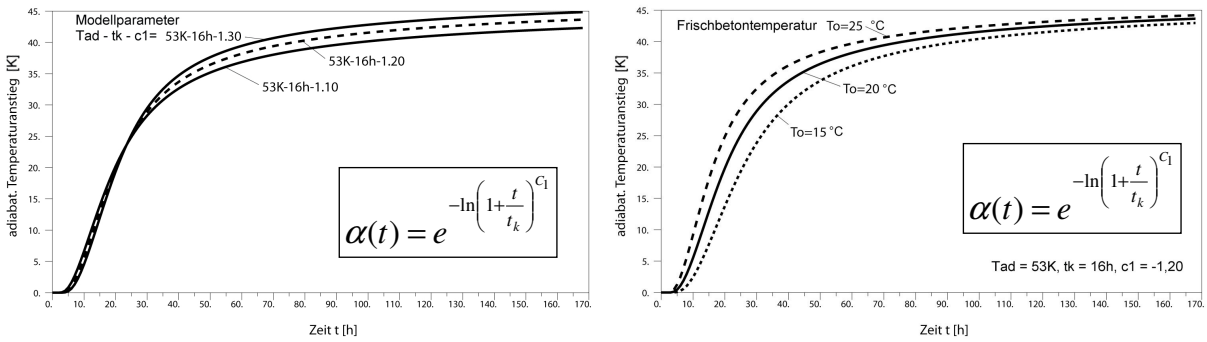


Abb. 8.3c,d Abhängigkeit der Modellkurven von c1 (c) und von der Frischbetontemp. T_0 *(d)*

Für die praktische Erzeugung der jeweiligen Vergleichs-Modellkurven auf Basis der Gl. 3.2 stehen nun zwei Möglichkeiten zur Wahl:

a) Man berechnet unter strenger Annahme adiabatischer Bedingungen, völlig unabhängig von den Messwerten, den Temperaturverlauf $T(t) = T_0 + Q_\infty \cdot \alpha(t)/C$ wie in Kap. 3.3 beschrieben, indem man schrittweise für die gegebene Anfangstemperatur T_0 und die angenommenen Modellparameter nach Gl. 3.4 das wirksame Betonalter t_w, und nach Gl. 3.2a den dazugehörigen Hydratationsgrad $\alpha(t)$ ermittelt. Dabei wird ein idealer adiabatischer Versuchsverlauf vorrausgesetzt, weil die ermittelte Betontemperatur immer wieder in die Hydratationsgrad-Berechnung einfließt.

b) Man bezieht die tatsächlich im Versuch gemessenen Temperaturen auch in die Vergleichskurve mit ein, indem man das wirksame Betonalter (Gl. 3.4) und den Hydratationsgrad (Gl. 3.2a) auf Basis der Messwerte, und nicht der berechneten Betontemperatur T(t), ermittelt. Als Ergebnis wird jedoch wiederum $T(t) = T_0 + Q_\infty \cdot \alpha(t)/C$ gesetzt. Dadurch wird die adiabatische Bedingung hergestellt, denn ein evtl. Wärmeverlust bei der Versuchsdurchführung kann hier nicht quantifiziert werden.

Diese zweite Methode stellt gewissermaßen einen theoretischen Kompromiss zwischen ideal adiabatischen, und durch Steuerungsungenauigkeiten im Versuch bedingten teiladiabatischen Verhältnissen dar, wo geringe Wärmeverluste oder auch eine ungewollte Wärmezufuhr von außen zu leichten Temperaturabweichungen führen können.

Ein Vergleich der beiden Modellkurven a (im folgenden als „adiabatisch“ bezeichnet) und b („semiadiabatisch“) gibt Aufschluss über die Güte des Versuchsverlaufs: Nur bei guten adiabatischen Versuchsbedingungen stimmen beide Kurven überein. Andererseits existiert die Übereinstimmung nur, wenn gleichzeitig die Modellparameter zutreffend gewählt wurden. Da die semiadiabatische Kurve im Gegensatz zur adiabatischen in ihrer Temperaturerhöhung exakt proportional zu Q_∞ ist, differieren beide Kurven bei zu groß oder zu gering angenommenen Q_∞ zunehmend und stellen somit ein zusätzliches Instrument zur Parameterbestimmung einer Versuchsmischung ohne direkten Vergleich mit der Messwertkurve dar (s. Anhang A8/5).

8.3.2 Anpassung der Modellparameter an die Messwerte

Unter Berücksichtigung der entsprechenden Start(Frischbeton-)Temperaturen wurden für alle Versuchsmischungen die beiden Modellparameter der Gl. 3.2a :

$$\alpha(t) = e^{-\ln\left(1+\frac{t}{t_k}\right)^{C_1}} \quad : \quad t_k \text{ und } c_1, \quad \text{sowie } \Delta T_{ad} = Q_\infty / C_{Beton} \qquad \text{durch schrittweise}$$

Anwendung der Beziehung : $T(t) = T_0 + Q_\infty \cdot \alpha(t) / C$ und Vergleich mit den Messergebnissen (Abb. 8.2c) iterativ ermittelt (Abb. 8.4). Die Kurven zeigen, dass mit dem Hydratationsgrad-Modell von Jonasson (Gl. 3.2a) bei nahezu allen Mischungen eine sehr gute Übereinstimmung erreicht werden kann. Lediglich in den ersten Stunden nach Wasserzugabe ist die Modellierung bei Betonen mit CEM I oder CEM II nicht so zutreffend wie bei CEM III (Mischung F, G, H).
Einen speziellen Fall stellt hier die Mischung A dar, da dort neben einem sehr hohen Flugaschegehalt eine Verzögererzugabe erfolgte. Die Übereinstimmung in Abb. 8.4a konnte daher nur durch Verschieben der Modellkurve um 12h „Verzögerungszeit“ nach rechts erreicht werden. Jedoch stimmt der gemessene Kurvenverlauf, abgesehen von der stärkeren Verzögerung in Mischung A, gut mit den Messungen der in *[127]* untersuchten Mischung („3106a“), mit den Kurvenparametern t_k = 25,47h, c_1 = -1,10 und ΔT_{ad} ~ 65K, überein (Anhang A8/6).
Tabelle 8-3 zeigt die für alle acht Versuchsmischungen ermittelten und der Abb. 8.4 zugrundeliegenden Modell-Parameter.

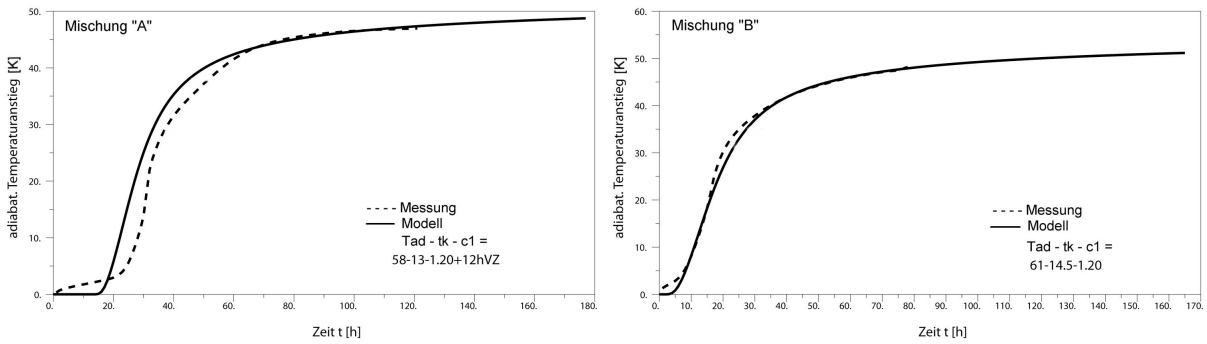


Abb. 8.4a,b Parameteranpassung Mischung A und B

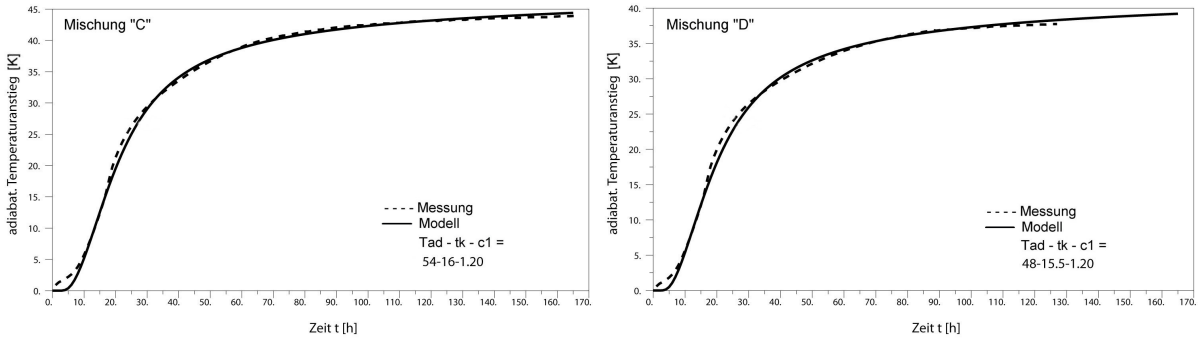


Abb. 8.4c,d Parameteranpassung Mischung C und D

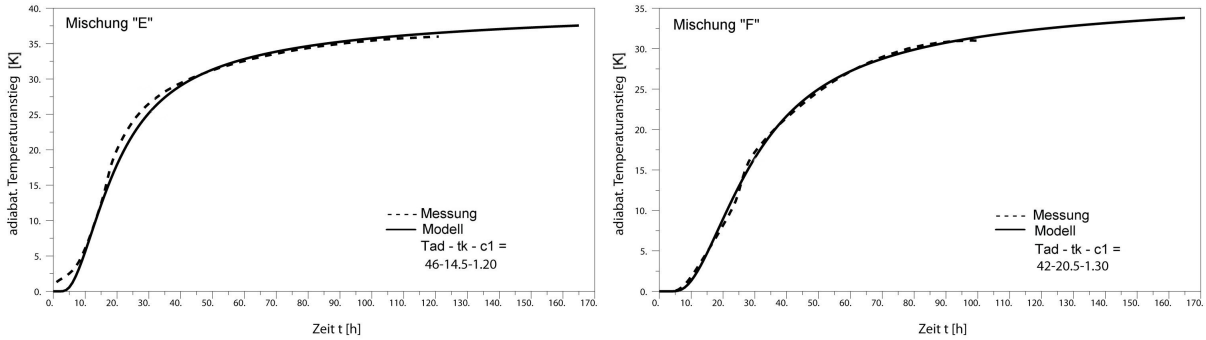


Abb. 8.4e,f Parameteranpassung Mischung E und F

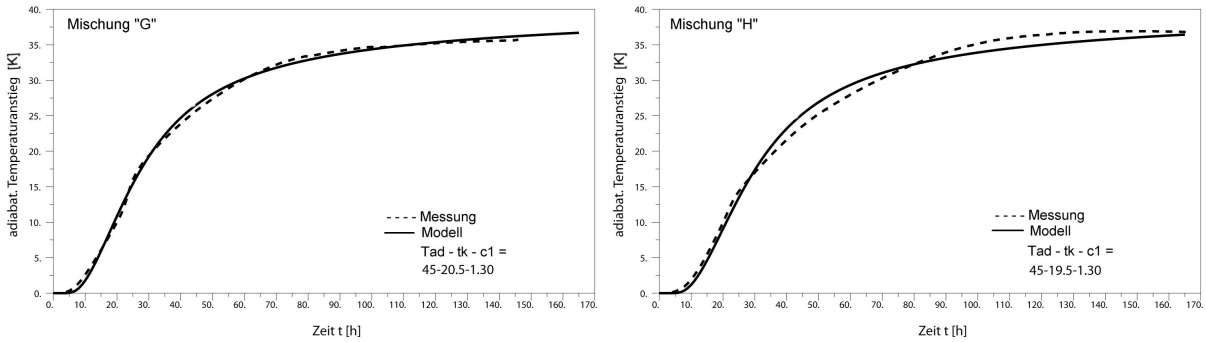


Abb. 8.4g,h Parameteranpassung Mischung G und H

Mischung	**A**	**B**	**C**	**D**	**E**	**F**	**G**	**H**
Zementart	CEM I	CEM II				CEM III		
$(\Delta)T_{ad}$ *[K]*	58	61	54	48	46	42	45	45
t_k *[h]*	13+12*	14,5	16	15,5	14,5	20,5	20,5	19,5
c_1 *[-]*	-1,20	-1,20	-1,20	-1,20	-1,20	-1,30	-1,30	-1,30

*Tabelle 8-3 Ermittelte Modellparameter der Versuchsmischungen (*zus. Verzögerungszeit)*

Stellt man die Modellkurven mit dem einheitlichen Startwert T_0 = 20°C für die Mischungen mit CEM II (B, C, D und E) bzw. CEM III (F, G und H) gruppenweise gegenüber (Abb. 8.5), lässt sich, besonders im Anfangsbereich, eine entsprechende Affinität innerhalb der einzelnen Zementarten erkennen.
Dies spiegeln auch die Parameter c_1 und t_k wider, welche als maßgebende Faktoren für die maximale Kurvensteigung bzw. den Zeitpunkt des Temperaturanstiegs gelten und sich innerhalb einer Zementart als weitgehend gleichbleibend ergeben haben. Dabei erklärt sich die Tendenz, dass bei größer werdendem T_{ad} der Wert von t_k steigt (Mischung E-D-C), aus der Abhängigkeit der Modellkurven von T_{ad} (s. Abb. 8.3a), wo sich die Kurven für höhere Wärmeentwicklung etwas mehr nach links verlagern und somit durch t_k ausgeglichen werden müssen.
Insgesamt verläuft die Hydratation demnach bei CEM III etwas verzögerter und „weicher" als bei CEM II oder auch CEM I (Abb. 8.5c), was auch im Einklang mit den höheren t_k-Werten bei CEM III steht.

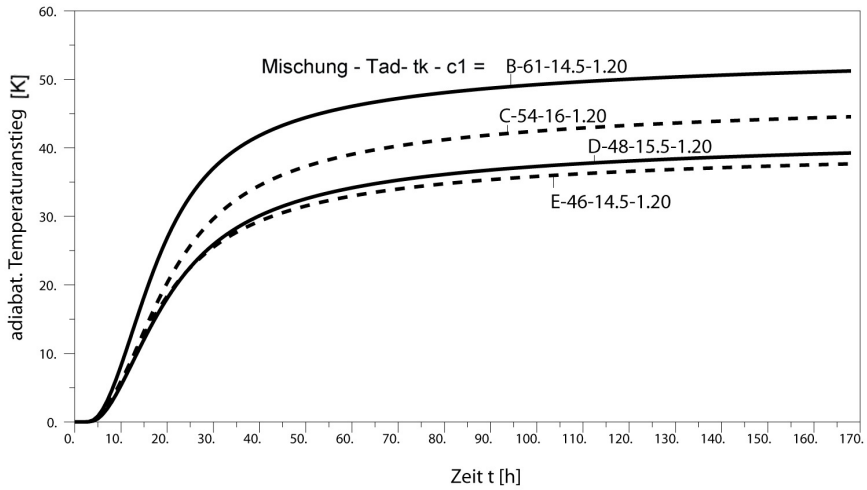


Abb. 8.5a Modellkurven der Mischungen B, C, D und E (CEM II)

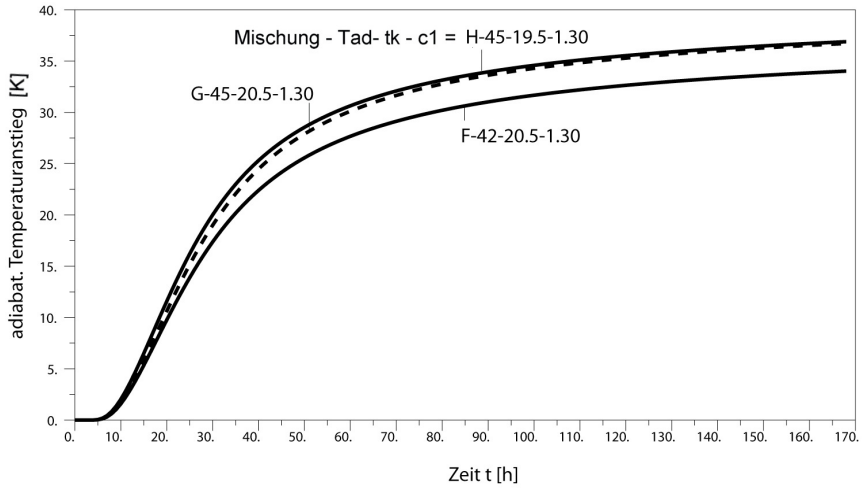


Abb. 8.5b Modellkurven der Mischungen F, G und H (CEM III)

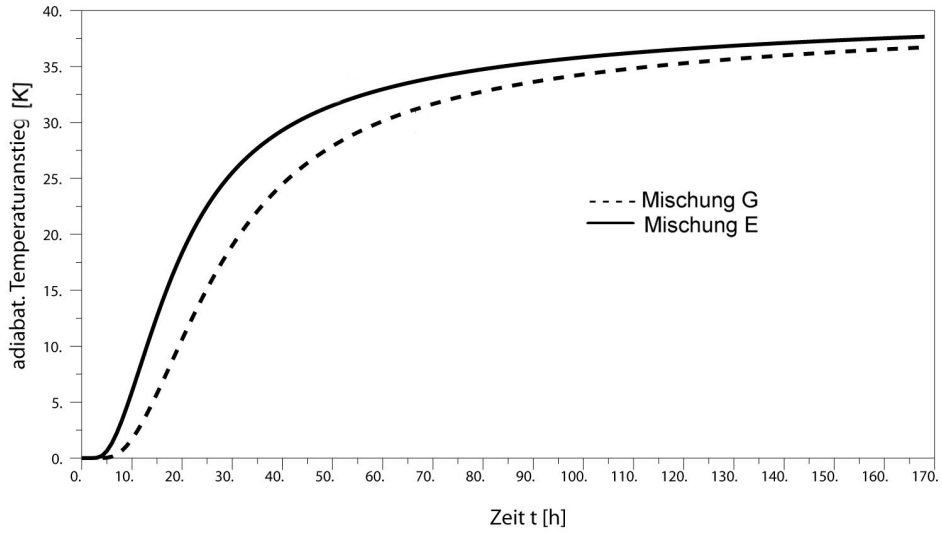


Abb. 8.5c Vergleich einer Mischung mit CEM II (E) und mit CEM III (G) und etwa gleicher maximaler Hydratationswärme

Weiterhin lässt sich innerhalb der einzelnen Zementarten die erwartete Proportionalität zwischen Zement- bzw. Bindemittelgehalt und max. Wärmeentwicklung gut nachvollziehen (Mischung C/D bzw. G/F).
Der mögliche Unterschied aufgrund unterschiedlicher Zementherkunft (G/H) fällt im hier untersuchten Fall laut Tab. 8-3 nur marginal aus, der gemessene Verlauf zeigt jedoch leichte Unterschiede in den Kurvenkrümmungen (s. Abb. 8.4g/h). Diese könnten allerdings auch in der unterschiedlichen Frischbetontemperatur im Versuch begründet sein (s. Tab. 8-2).
Bezüglich der Wärmeentwicklung der Flugasche lässt sich aus dem Vergleich der Mischungen D und E ein relativ geringer Wert von größenordnungsmäßig ~60 kJ/kg ableiten, der mit den Literaturangaben in Kap. 3.2.1 übereinstimmt. Allerdings ist dieses Einzelergebnis im Hinblick auf den nicht affinen zeitlichen Verlauf der Wärmefreisetzung von Flugasche und Zement nur als relativ vage zu beurteilen.
Etwas zuverlässiger lässt sich die spezifische Hydratationswärme der verwendeten Zemente mittels ΔT_{ad} (Tab. 8-3) aus den Versuchsergebnissen zurückrechnen, auch wenn an dieser Stelle nochmals darauf hingewiesen werden soll, dass nicht klar ist, inwieweit die Angaben für die spezifische Hydratationswärme in der Literatur mit dem Parameter Q_∞ in den Modellformeln (Gl. 3.2) übereinstimmen.
Demnach erhält man für den verwendeten CEM I einen Wert von ~ 500 kJ/kg,
für CEM II ~ 450 kJ/kg und
für den CEM III ~ 400 kJ/kg.

8.4 Beurteilung des Einflusses der Betonrezeptur auf die Zwangsspannungsentwicklung in der Betonsohle

Nachdem mit Hilfe der durchgeführten Kalorimeterversuche eine repräsentative Auswahl von Betonrezepturen für Unterwasserbetonage sowie den dazugehörigen Wärmeentwicklungs-Parametern zur Verfügung steht, wurden abschließend noch einige vergleichende Parameterstudien bezüglich der Spannungsentwicklung in der Betonsohle durchgeführt.
Dazu wurde als Beispiel für eine Rezeptur mit CEM II die Mischung „C“ (mit der höchsten Wärmeentwicklung der Gruppe „C“ bis „E“) und für CEM III die Mischung „F“ (mit der niedrigsten Wärmeentwicklung der Gruppe „F“ bis „G“), beides Betone C20/25, ausgewählt (s. Tabelle 8-3), um eine gewisse Bandbreite der Wärmeentwicklung vergleichen zu können.
Ferner wurde zusätzlich die Mischung „A“ mit dem mischungsgleichen „Standard“-Beton „3106“*[127],* dessen Wärmeentwicklungsparameter mit ΔT_{ad} ~ 65K, t_k = 25,47h und c_1 = -1,10 angegeben waren, verglichen.
Bei der Spannungsberechnung wurden jeweils die beiden Grenzfälle einer starren horizontalen Behinderung und der einer relativ nachgiebigen Baugrubenwand in Spannungsrichtung (entsprechend einer Spundwand, s. Kap. 7.5, Abb. 7.33), bei der überwiegend nur der Eigenspannungsanteil zum Tragen kommt, untersucht. Das Ergebnis für eine Plattendicke von d = 1,2m, einem (frühen) Lenzzeitpunkt nach 4 Tagen und ohne Grundwasserströmung zeigt Abb. 8.6. Man erkennt, dass die Mischung „C“ im Hinblick auf Zugspannungen generell ungünstiger ist als Mischung „F“, andererseits die Mischung „A“ trotz ihrer hohen Wärmefreisetzung (ΔT_{ad} = 58K) etwa dazwischen liegt, wobei die Übereinstimmung mit der Rezeptur „3106“ (ΔT_{ad} ~ 65K) sehr gut ist.

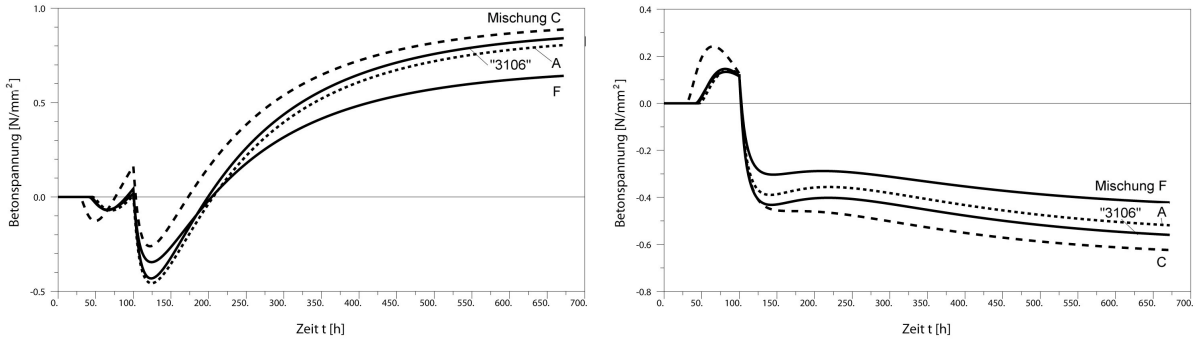


Abb. 8.6a,b Spannungen im oberen Plattenbereich für starre (a) und elastische (b) Randbedingungen bei unterschiedlichen Betonrezepturen

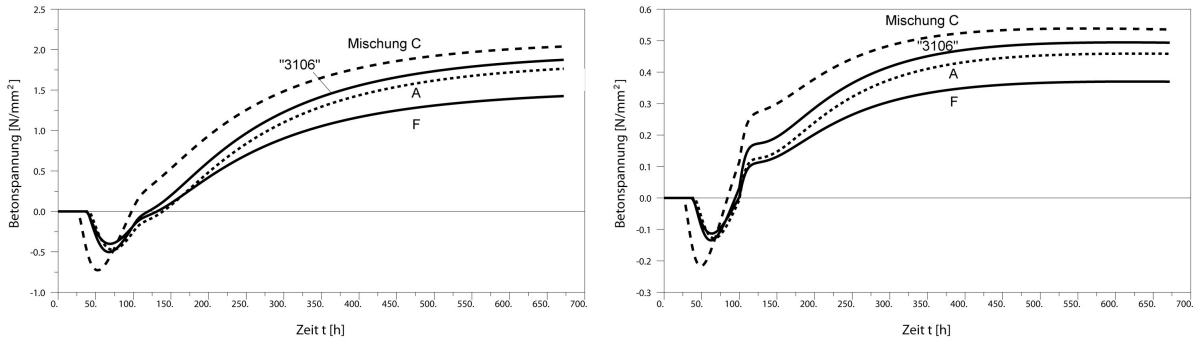


Abb. 8.6c,d Spannungen im mittleren Plattenbereich für starre (c) und elastische (d) Randbedingungen bei unterschiedlichen Betonrezepturen

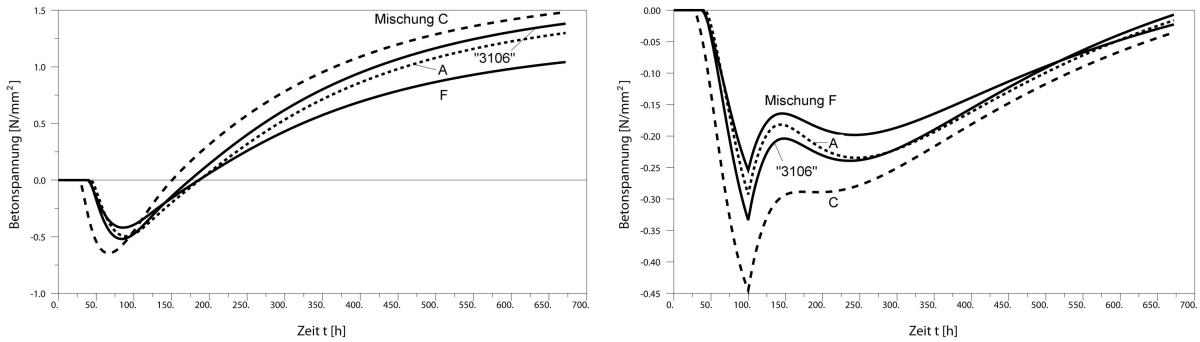


Abb. 8.6e,f Spannungen im unteren Plattenbereich für starre (e) und elastische (f) Randbedingungen bei unterschiedlichen Betonrezepturen

Betrachtet man für die Mischungen „C“ und „F“ die Abhängigkeiten von der Grundwassergeschwindigkeit (Abb. 8.7), zeigen sich die ungünstigeren Auswirkungen des Betons „C“ wieder in derselben Größenordnung von ~0,5 N/mm². Für den unteren Plattenbereich wird dabei eine mäßige Grundwassergeschwindigkeit (v_{GW} ~ 10m/d) bei starker mechanischer Behinderung am ungünstigsten. Im oberen und mittleren Sohlenbereich ist diese Tendenz nicht so eindeutig, da sie vom Betonalter und bei tieferen Baugruben auch vom Lenzzeitpunkt abhängig ist.
Dennoch wurde für weitere Spannungsvergleiche mit einer Grundwasserströmung von 10m/d gerechnet: Bei unterschiedlichen Plattendicken von 1,20/1,80/2,40m (Abb. 8.8) ergibt sich der ungünstigere Einfluss des Betons „C“ in gleicher Weise, wobei sich im mittleren Bereich der Unterschied, wie in allen anderen Fällen auch, verstärkt. Andererseits ist der Einfluss der Sohlendicke relativ gering und vom Betrachtungszeitpunkt abhängig: In den ersten Tagen ist tendenziell die dünnere Platte ungünstiger, später die dickeren.
Im Anhang A8/7 wird die Spannung für den Beton „C“ bei unterschiedlichen Frischbeton-Temperaturen sowie Lenzzeitpunkten verglichen. Man erkennt, dass eine höhere Frischbeton-Temperatur generell zu einem deutlichen Zugspannungsanstieg führt. Ein veränderter Lenzzeitpunkt hat nur an der Plattenoberseite einen nennenswerten Einfluss auf den Spannungsverlauf, indem der Zugspannungsaufbau zum Lenzzeitpunkt unterbrochen wird, sich dafür aber später etwas größere Spannungen bei früherem Lenzen einstellen können. Für den mittleren und unteren Plattenbereich ist der Zeitpunkt des Lenzens praktisch unerheblich.

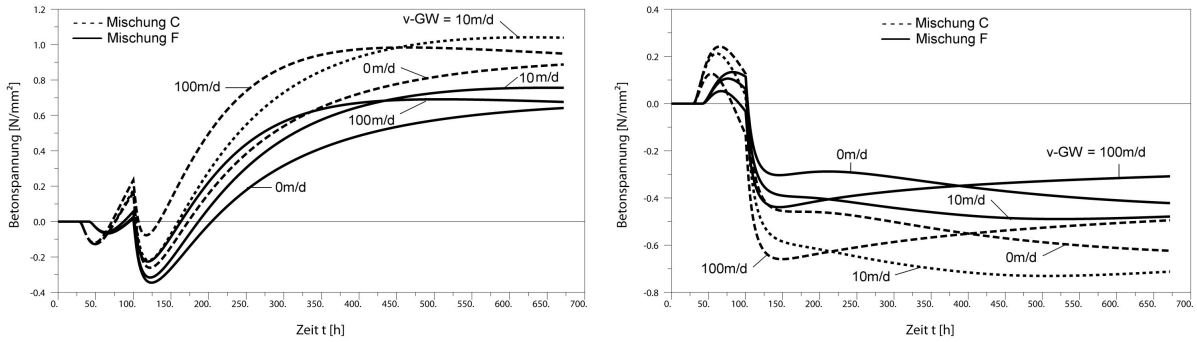


Abb. 8.7a,b Spannungen im oberen Plattenbereich für starre (a) und elastische (b) Randbedingungen bei unterschiedlichen Grundwassergeschwindigkeiten v_{GW}

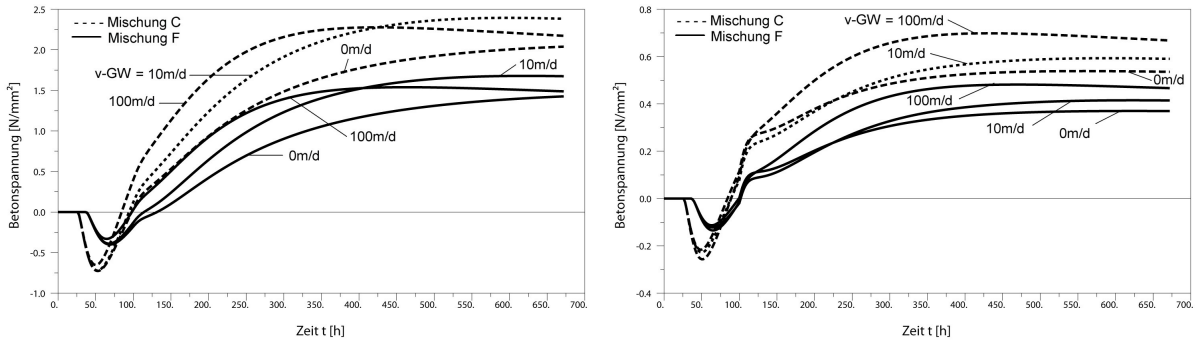


Abb. 8.7c,d Spannungen im mittleren Plattenbereich für starre (c) und elastische (d) Randbedingungen bei unterschiedlichen Grundwassergeschwindigkeiten v_{GW}

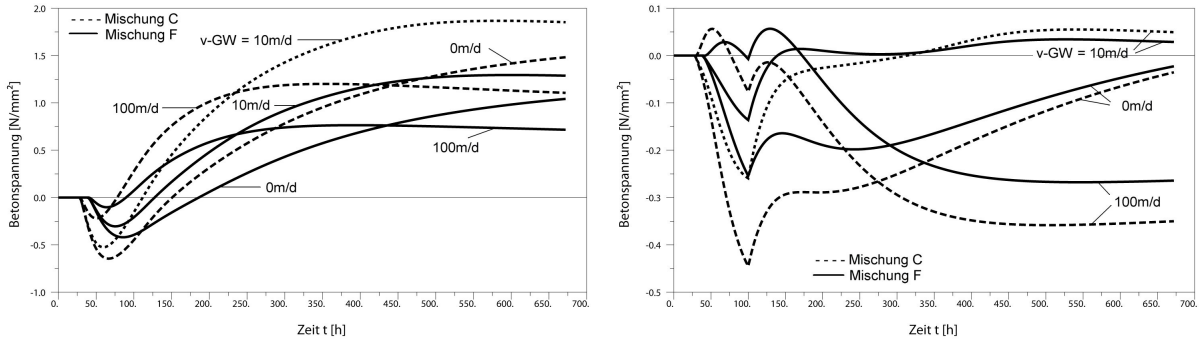


Abb. 8.7e,f Spannungen im unteren Plattenbereich für starre (e) und elastische (f) Randbedingungen bei unterschiedlichen Grundwassergeschwindigkeiten v_{GW}

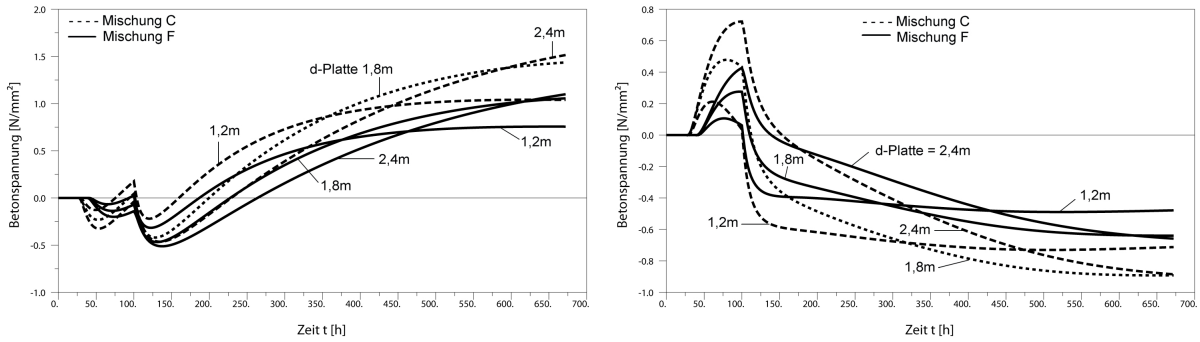


Abb. 8.8a,b Spannung im oberen Plattenbereich für starre (a) und elastische (b) Randbedingungen bei unterschiedlichen Plattendicken d, v_{GW} = 10m/d

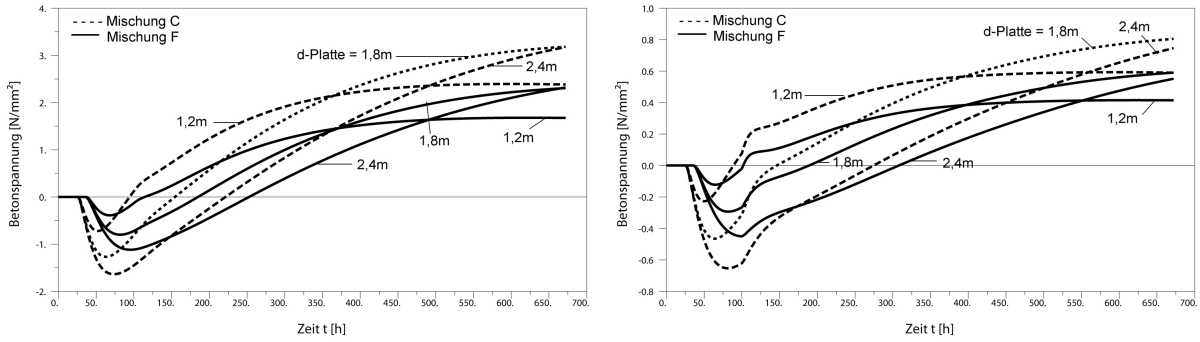


Abb. 8.8c,d Spannung im mittleren Plattenbereich für starre (c) und elastische (d) Randbedingungen bei unterschiedlichen Plattendicken d, v_{GW} = 10m/d

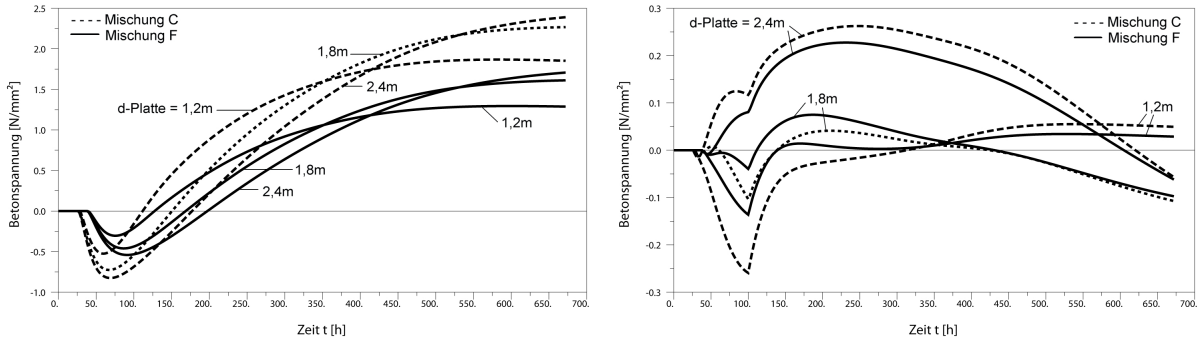


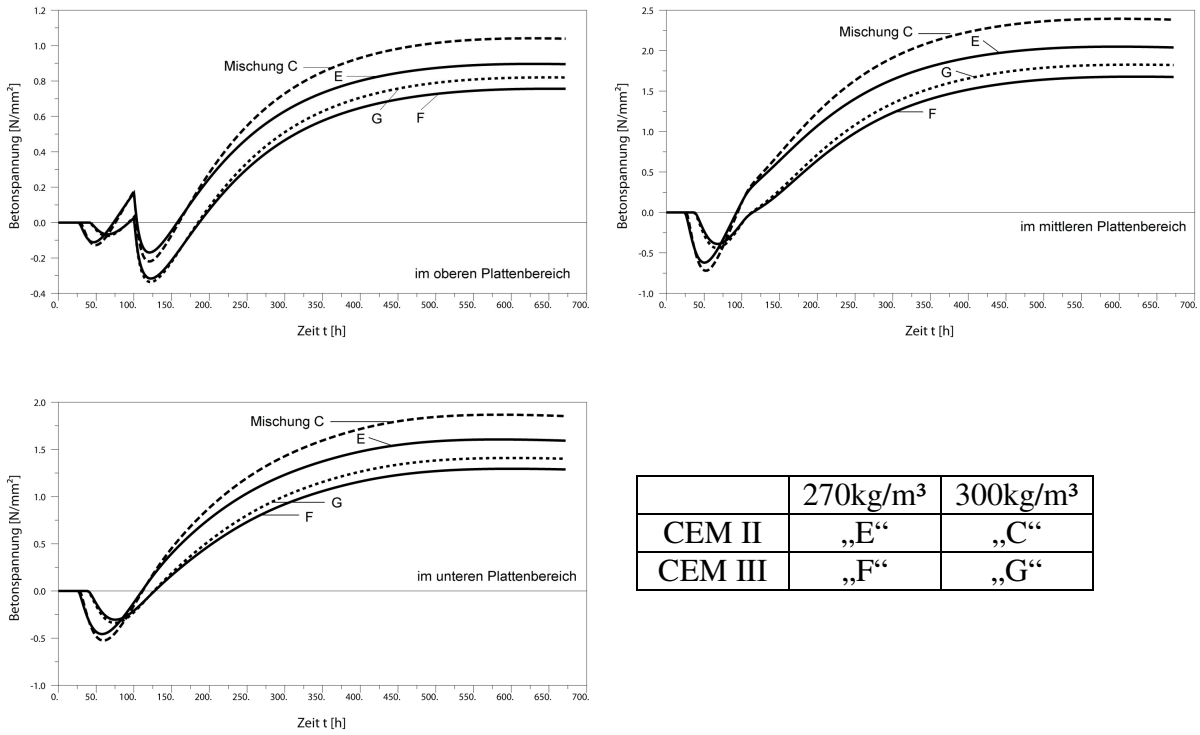
Abb. 8.8e,f Spannung im unteren Plattenbereich für starre (e) und elastische (f) Randbedingungen bei unterschiedlichen Plattendicken d, v_{GW} = 10m/d

Bei den obigen Vergleichen der Betonmischungen „C“ und „F“ wurde ein Beton mit CEM II („C“, Zementgehalt 300kg/m³) und ein Beton mit CEM III („F“, 270 kg/m³) verglichen, wobei die Mischung „C“ stets ungünstigere Zugspannungen lieferte als Mischung „F“. Um nun herauszufinden, ob dies nur am höheren Zementgehalt oder auch an der Zementart generell

liegt, wurde für den Fall einer 1,20m dicken Platte und 10m/d Grundwassergeschwindigkeit zusätzlich die Mischung „E“ (270 kg/m³ CEM II) und „G“ (300 kg/m³ CEM III) ausgewertet (Abb. 8.9).

Es zeigt sich, dass im direkten Vergleich die Betone mit CEM III („G“ und „F“) bei jeweils gleichen Zementgehalten niedrigere Zugspannungen liefern als die Mischungen mit CEM II („C“ und „E“). Im vorliegenden Fall ist sogar ein Beton mit 300kg CEM III („G“) günstiger als einer mit nur 270kg CEM II („E“), obwohl beide Mischungen praktisch denselben Wert für den Parameter ΔT_{ad} (s. Tab. 8-3) aufweisen.

Auch bei Berücksichtigung der leicht unterschiedlichen zeitlichen Entwicklung der Zugfestigkeit $f_{ct}(t)$ (f_{ctm} = 2,2 N/mm² bei C20/25) behält diese Tendenz ihre Gültigkeit (s. Anhang A8/7).



	270kg/m³	300kg/m³
CEM II	„E“	„C“
CEM III	„F“	„G“

Abb. 8.9a,b,c Spannungsvergleich Betone „C“, „E“, „F“ und „G“ bei starren mechanischen Randbedingungen

8.5 Zusammenfassung

Zur besseren Einschätzung der Wärmeentwicklung von speziellen UW-Betonen mit Flugaschezugabe wurden in Zusammenarbeit mit der TU München am Centrum Baustoffe und Materialprüfung acht in der Baupraxis angewendete Betonrezepturen im adiabatischen Kalorimeter untersucht, und die zugehörigen Wärmeentwicklungsparameter nach dem Modell von Jonasson bestimmt.
Die Auswertung zeigt zunächst eine gute Übereinstimmung der Rezeptur „A“ mit der mischungsgleichen „Standard“-Rezeptur mit CEM I, die in den Untersuchungen der vorangegangenen Kapitel als Grundlage verwendet wurde. Ferner lassen sich den CEM II- und CEM III-Betonen deutlich unterschiedliche, innerhalb einer Zementart aber jeweils nur gering abweichende, Modellparameter für den Verlauf der Wärmeentwicklung zuordnen. Eine Proportionalität zwischen Zementgehalt und maximaler Wärmeentwicklung ist innerhalb der Gruppen mit CEM II und CEM III nachvollziehbar.
Stellt man Vergleiche zur Zwangsspannungsentwicklung unter Bauteilbedingungen an, lassen sich auch bei wechselnden Randbedingungen, wie dem Grad der mechanischen Behinderung, Grundwassergeschwindigkeit, Plattendicke oder Frischbetontemperatur, eindeutig günstigere und ungünstigere Betonmischungen identifizieren. Es zeigt sich, dass neben dem Zementgehalt vor allem die Zementart eine erhebliche Rolle spielt. Betone mit CEM III bewirken gegenüber CEM II eine signifikante, wenn auch nicht übermäßige, Verminderung der Zugspannungen, die im Einzelfall jedoch über das Auftreten von Rissen entscheiden könnte.
Da die Zugabe von Flugasche die Wärmeentwicklung nur wenig steigert, ist die damit verbundene Reduzierung des Zementgehalts eine weitere wichtige Maßnahme zur Spannungsverminderung, obgleich die zeitlich zugeordnete Entwicklung der Zugfestigkeit dabei noch weiterer Untersuchungen bedürfte.

9 Anwendung für praktische Fälle

9.1 Zusammenwirken der theoretischen Einzelbausteine aus Kap. 3 bis 8

In den vorangegangenen Kapiteln 3 bis 8 wurden theoretische Bausteine vorgestellt bzw. erarbeitet, die eine Berechnung der Spannungsentwicklung im jungen Beton einer Unterwasserbetonsohle aufgrund seiner thermischen Beanspruchung aus Hydratation und anderen äusseren Umwelteinflüssen ermöglichen sollen. Wird dieser, vom Ort innerhalb der Sohlplatte abhängige, Spannungsverlauf der zum jeweiligen Zeitpunkt erreichten Betonzugfestigkeit gegenübergestellt, kann das Rissrisiko und der wahrscheinliche Risszeitpunkt und –Ort abgeschätzt werden.
Dazu ist es notwendig, alle „Bausteine“ der Kap. 3 bis 8, nämlich Wärmeerzeugung (Kap. 3 und 8), Wärmeleitung (Kap. 3, 5, 6), Entwicklung der mechanischen Betoneigenschaften (Kap. 4) und schließlich die mechanischen Randbedingungen und Behinderungen (Kap. 7) als Glieder einer Berechnungs-Kette aufzufassen, welche alle für sich gewisser Eingangsparameter bedürfen, die wiederum unterschiedlich starke Auswirkungen auf das Ergebnis haben. Die einzelnen Sensitivitäten bei der Annahme wurden in den jeweiligen Kapiteln bereits untersucht und diskutiert.
Von sehr großer Bedeutung ist demnach zunächst die Wärmefreisetzung der jeweils angenommenen Betonrezeptur. Diese kann anhand der Ergebnisse in Kap. 8 für ähnliche Mischungen durch lineare Umrechnung des Zement- und Flugaschegehalts abgeschätzt werden und drückt sich in den Modellparametern T_{ad}, t_k und c_1 des gewählten Hydratationsgrad-Modells nach *Jonasson* aus. Für stärker abweichende Mischungen (insbesondere in der Zementart) ist dazu ein (adiabatischer) Kalorimeterversuch erforderlich.
Mit diesen mischungsspezifischen Eingangswerten lassen sich im nächsten Schritt in einer FEM-Berechnung die zeitabhängigen Temperaturfelder in den einzelnen Zonen der Betonsohle errechnen. Dafür muss jedoch, neben den thermischen Parametern (Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität) des jungen Betons und der daran angrenzenden Medien Boden und Baugrubenwasser, die Abhängigkeit der Hydratationsgeschwindigkeit von der Betontemperatur berücksichtigt werden. Diese fließt über das sog. wirksame Betonalter, das aus der zeitlich aufintegrierten Temperatur-Geschichte des Betons nach *Arrhenius/Freiesleben* gewonnen wird, in die Berechnung der Wärmeabgabe aus Hydratation und des Hydratationsgrades ein, und bedarf, abhängig von den Möglichkeiten des verwendeten Programms zur Temperaturberechnung, i. d. R. einer iterativen Vorgehensweise (s. Kap. 3). Während die thermischen Parameter des jungen Betons ebenfalls abhängig vom Hydratationsgrad sind, hängt die Wärmeleitfähigkeit des wassergesättigten Bodens (Kap. 5) im wesentlichen nur von der Grundwasserfliessgeschwindigkeit (als Eingangswert) und Entfernung vom Plattenanfang ab, die des anstehenden Baugrubenwassers (Kap. 6) mäßig stark von der bekannten Wassertiefe.
Von ebenso großer Bedeutung für das Temperaturfeld sind die „Anfangs“-Temperaturen aller beteiligten Medien. Nach dem Lenzen der Baugrube stellen sich an der Plattenoberseite veränderte thermische Randbedingungen ein, die von der Temperatur und Feuchte der Umgebungsluft geprägt sind (Kap. 6).
Nach erfolgter Konvergenz der Temperatur/Wärmeabgabe-Berechnung steht das instationäre Temperatur- und Hydratationsgrad-Feld zur Verfügung, aus welchem direkt die mechanischen (zeitabhängigen) Parameter des Betons und die unbehinderte thermische Dehnung ermittelt werden können, nachdem möglichst realistische Annahmen über den Wärmedeh-

nungskoeffizienten, den Wert des E-Moduls und der Betonzugfestigkeit bei abgeschlossener Hydratation und den sog. Anfangshydratationsgrad α_0 gemacht wurden (Kap. 4).
Daraus kann unmittelbar der voll-behinderte Spannungsverlauf (quasi unter „Reissrahmen"-Bedingungen) einschließlich der nicht zu vernachlässigenden Relaxation gewonnen werden.
Berücksichtigt man im folgenden die mechanischen Randbedingungen unter realen „Bauteilbedingungen", also horizontale und vertikale Verformungsfreiheiten bzw. deren Idealisierung als Federelemente (Baugrubenwände, Auftriebsanker), erhält man als Endergebnis z. T. stark verminderte Zwangsspannungen, die sich u. U. ganz auf die Eigenspannungen über die Querschnittshöhe reduzieren lassen (Kap. 7). Diese sind von den Eingangswerten „Federsteifigkeit" der Wand, der Baugrubenbreite und von der Lage innerhalb des Grundrisses (Ecke, Wand oder Mitte) sowie ggf. der Ankersteifigkeit abhängig.

9.2 Ingenieurmodell für die praktische Vorgehensweise

Die Ermittlung von realistischen Beton(zug-)spannungen mittels des vorgestellten Berechnungsmodells hängt, wie oben beschrieben, nicht unerheblich von der Verlässlichkeit der festzulegenden Eingangsparameter ab. Für die praktische Anwendung ist jedoch oftmals vielmehr eine vergleichende Abschätzung für unterschiedliche, ggf. von der Baupraxis beeinflussbare, Randbedingungen von Interesse. Dann wirken sich Unsicherheiten bei kritischen Eingangsgrößen wie beispielsweise Wärmeentwicklung, E-Modul oder Anfangshydratationsgrad weniger entscheidend auf ein Ergebnis aus.
In Abb. 9.1 ist das Ablaufschema einer Spannungsermittlung dargestellt. Dabei stellen die dunkel unterlegten Felder die notwendigen Eingangswerte für die betreffenden Berechnungsstadien dar.
Das Berechnungsverfahren gliedert sich im wesentlichen in zwei Blöcke. Im ersten („thermische Ebene") werden die lokal unterschiedlichen zeitlichen Temperaturverläufe im Beton ermittelt. Dazu muss bei der 1-dim. Betrachtung eine Einteilung der Sohlplatte in n Höhenlamellen über die Plattendicke vorgenommen werden (Abb. 9.2), bei 2-dim. Betrachtungen, z. B. neben einer Baugrubenwand, auch in nebeneinanderliegende Bereiche (s. a. Kap. 7).
Diese Einteilung ist zunächst nur für die Differenzierung der Wärmeabgabe q(t, n) im Beton, die sich aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen innerhalb der Platte ergibt, von Bedeutung. Die Wärmeleitungsberechnung selbst erfolgt am feiner unterteilten FE-Netz.
Nach der Modellierung des Systems inklusive Boden und Baugrubenwasser (als strömungslose Feststoffe) im FEM-Programm ADINA-T und Zuweisung der entsprechenden Wärme- bzw. Ersatzwärmeleitfähigkeiten und –Kapazitäten sowie der einzelnen Ausgangstemperaturen (s. a. Abb. 3.7 und Anhang A3/2) kann mit der Iterationsberechnung der Wärmeabgabe über die n Lamellenbereiche (s. Kap. 3.4) begonnen werden. Diese ist durch eine abwechselnde Berechnung von n Verläufen des wirksamen Betonalters und der dazugehörigen Wärmeentwicklung auf der einen Seite, und der Temperaturberechnung des „Gesamtsystems" mit ADINA-T auf der anderen Seite, charakterisiert, und kann auch eine hydratationsgradabhängige Modellierung der Wärmeleitfähigkeit von Beton (Gl. 3.6) mit beinhalten.
Das Ein- bzw. Ausschleusen der Wärmeabgabe bzw. der Temperaturen aus ADINA wird hier durch Import/Export-Funktionen in ADINA realisiert.
Sind die Werte der Wärmeabgabe ausreichend stabil (unter ~1% Abweichung), können die Temperaturfelder der Betonsohle als Ausgangsbasis für den zweiten Berechnungsteil („mechanische Ebene") an diesen übergeben werden. Die Anzahl der erforderlichen Iterationsschritte hängt dabei vor allem von der Frischbetontemperatur und der Betonrezeptur ab, da die Berechnung der Wärmeabgabe im ersten Iterationsschritt von einer isothermischen Temperatur von +20°C ausgeht.

Man kann i. d. R. von etwa 5 bis 10 erforderlichen Schritten ausgehen, übernimmt man die q(t)-Verläufe aus ähnlichen schon berechneten Beispielen, reduzieren sich diese Schritte ggf. entsprechend.

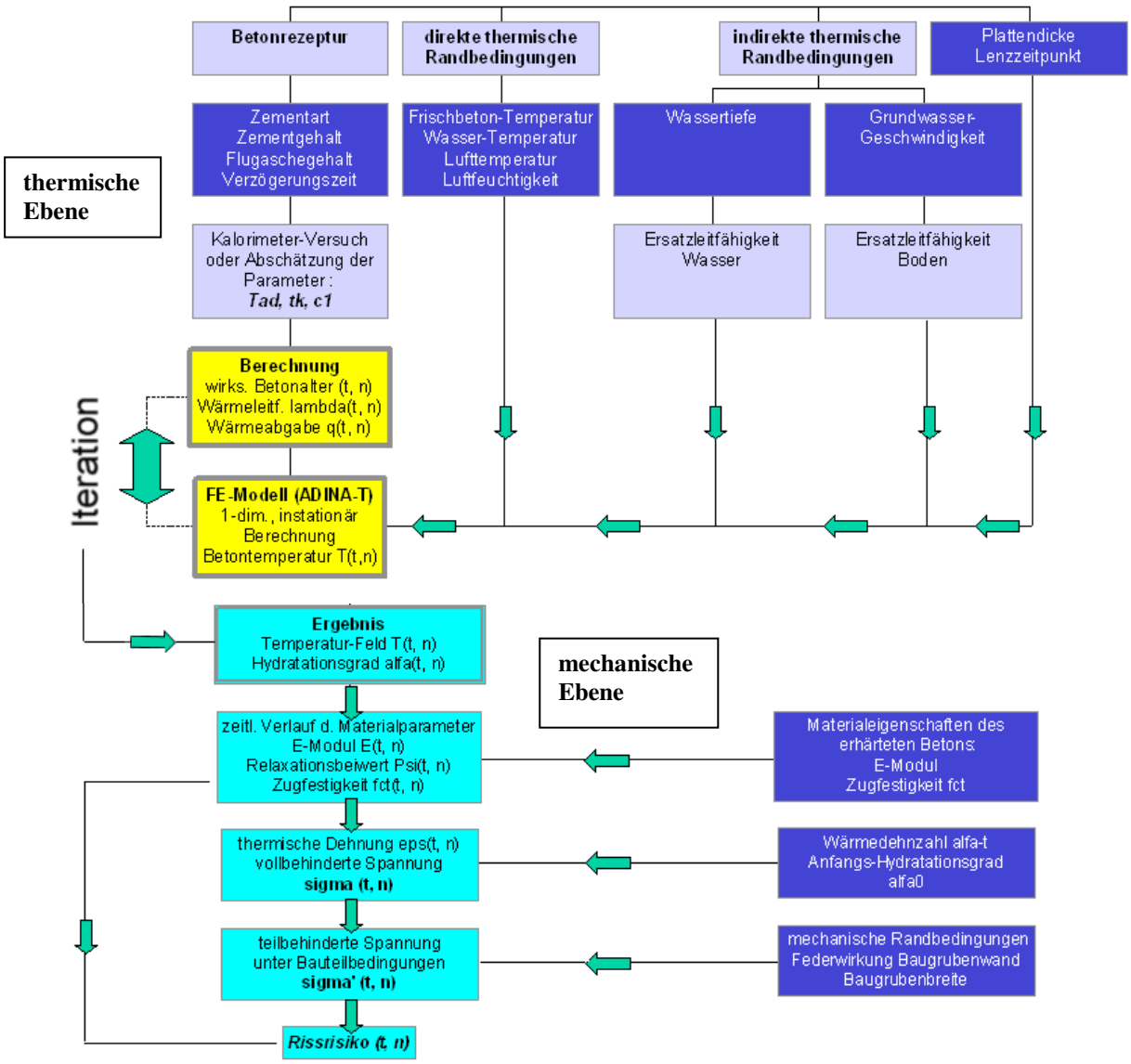


Abb. 9.1 schematischer Ablauf der Berechnung thermischer Zwangsspannungen

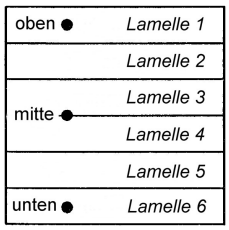


Abb. 9.2 Aufteilung der Plattendicke in n=6 Lamellen

Im zweiten Berechnungsblock werden alle Berechnungen von den dafür speziell erstellten externen Programmroutinen durchgeführt. Er arbeitet nach der Übernahme der Temperaturverläufe völlig unabhängig von der „thermischen Ebene“ und deren Eingangsparametern und ohne weitere erforderliche Iterationsschritte.
Für die einzelnen Plattenbereiche werden zunächst die zeitlichen Verläufe der mechanischen Materialparameter aus den Temperatur- bzw. Hydratationsgradverläufen ermittelt.
Dabei wird, wie in den bisherigen Kapiteln dieser Arbeit, entweder von den selben Lamellenbereichen (n = 1..6) ausgegangen, oder es kann wahlweise eine noch feinere Dickenabstufung (n*) gewählt werden, wenn die FE-Elementierung in ADINA-T entsprechend angelegt wurde (s. a. Anhang A3/2).
Direkt daraus werden die Dehnungen und die voll-behinderten Spannungen $\sigma(t,n)$ unter Relaxationseinfluss für n* Lamellen ermittelt. Dabei spielt der, ggf. für jede Lamelle unterschiedliche, Zeitpunkt des Erreichens des „Anfangshydratationsgrades“ α_0 eine wichtige Rolle: Erst bei $\alpha \geq \alpha_0$ wird die thermische (Aus-)dehnung mechanisch wirksam (s. Gl. 4.1), und die numerische Addition der Spannungsinkremente darf einsetzen. Dies liefert zunächst für jede Lamelle eigene, von den Nachbarbereichen mechanisch völlig unabhängige Spannungsverläufe.
Werden im nächsten Schritt die mechanischen Randbedingungen/Behinderungen eingeführt (s. Kap. 7), wird das Zusammenspiel der einzelnen Lamellen untereinander aufgrund der Forderung des Ebenbleibens des Gesamtquerschnittes berücksichtigt. Das Ergebnis sind Eigenspannungen und Krümmungen in der Sohlplatte, die von Behinderungen in Längsrichtung (Baugrubenwände) überlagert werden und eine Betonspannung $\sigma'(t,n)$ bestehend aus drei Komponenten (s. Abb. 7.2) liefern.
Schließlich kann deren Gegenüberstellung mit der zu jedem Zeitpunkt erreichten Zugfestigkeit $f_{ct}(t,n)$ eine vergleichende Beurteilung des Rissrisikos ermöglichen.

9.3 Berechnungsbeispiel

Zur praktischen Verdeutlichung des vorgestellten Berechnungsmodells soll abschließend ein Beispiel für eine praxisrelevante Problemstellung vorgeführt werden: Für eine verankerte, 1,80m dicke Unterwasserbetonsohle mit 10m Wasserüberdeckung, einer ungefähren Grundwassergeschwindigkeit von 10m/Tag und einer geplanten Betonrezeptur C20/25 mit 300kg/m³ CEM III (entsprechend Mischung „G“ in Kap. 8) soll untersucht werden, wie weit sich eine erhöhte Frischbetontemperatur von +20°C (anstatt +15°C) durch Reduktion des Zementgehalts auf 270 kg/m³ (entspr. Mischung „F“) bezüglich des Rissrisikos in einem stark verformungsbehinderten Bereich (Baugrubenecke oder nahe der Wand in paralleler Richtung) ausgleichen lässt. Dabei gilt es, auch der ggf. schnelleren Entwicklung der Zugfestigkeit bei erhöhter Erhärtungstemperatur Beachtung zu schenken. Der Zeitpunkt des abgeschlossenen Lenzens wurde nach 8 Tagen geplant.
In Abb. 9.3 sind die Eingangsparameter der Berechnungen für Beton „G“ und „F“ (s. a. Tabelle 8-1 und 8-3) eingetragen.

Weitere, quasi feststehende, Materialkennwerte sind dabei für den Beton:

Wärmeleitfähigkeit λ_R *= 7,56 kJ/hmK, Wärmekapazität C = 2700 kJ/m³K, n = 6 (Lamellen)*

- für den Boden: T_0 *= +10°C, Tiefe 6m*

Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{Nu=1}$ *= 9,72 kJ/hmK (ohne Strömung), Wärmekapazität C = 3000 kJ/m³K*

Wärmeübergangskoeffizient an UK-Boden: $\alpha_{ü}$ *= 50W/m²K*

- für das Baugrubenwasser:

Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{Nu=1}$ *= 2,09 kJ/hmK (ohne Konv.), Wärmekapazität C = 4200 kJ/m³K*

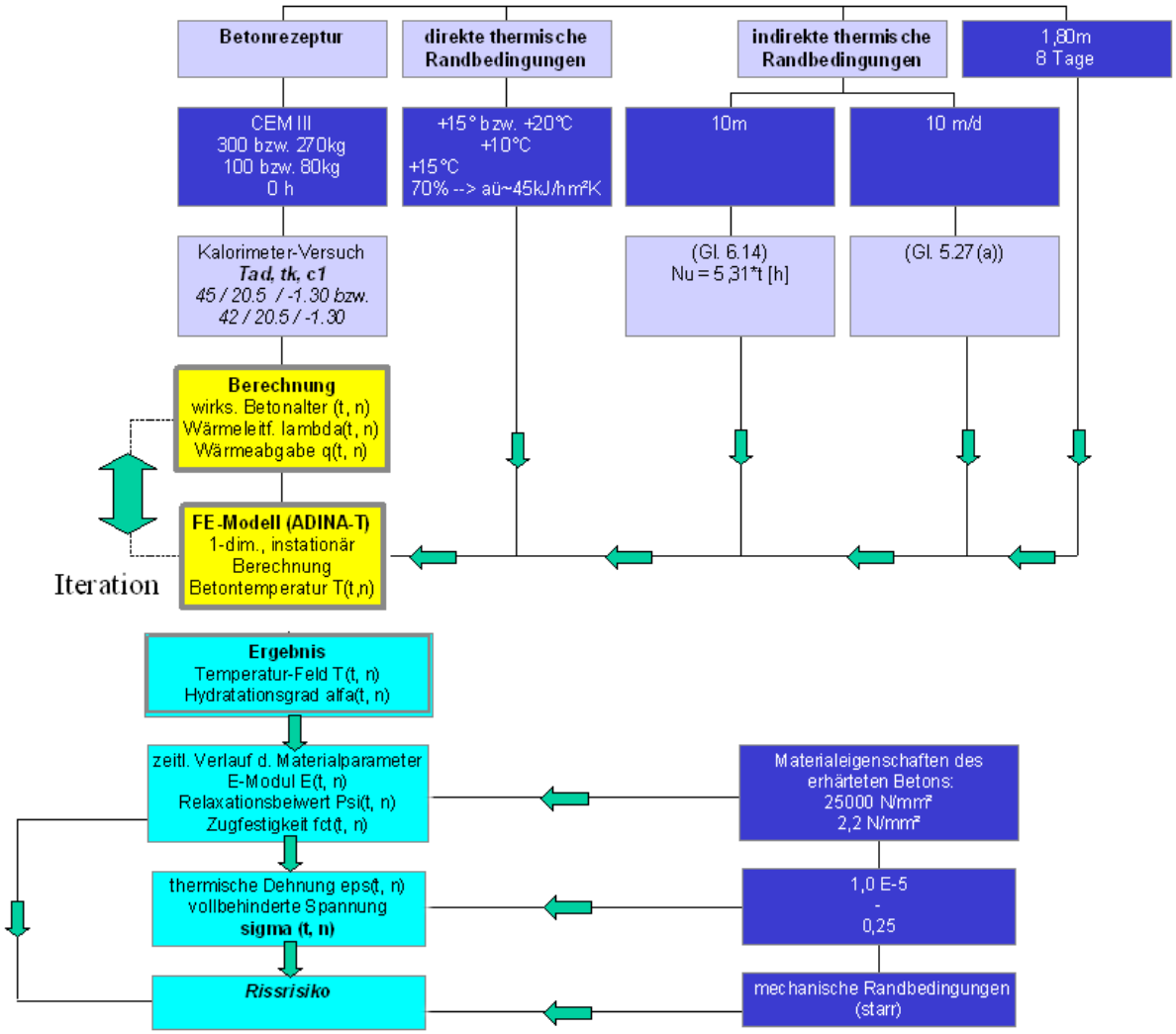


Abb. 9.3 Eingangswerte und Ablauf des Berechnungsbeispiels gem. Abb. 9.1

Abb. 9.4 zeigt als Ergebnis des ersten Berechnungsblocks die Temperaturverläufe der Varianten „G“ (mit $T_0 = 15°C$) und „F“ (mit $T_0 = 20°C$) sowie zum Vergleich „G“ bei 20°C, im oberen bzw. unteren Bereich (je 7,5cm vom Rand) und in Querschnittsmitte (zwischen Lamelle 3 und 4) nach erfolgter Iteration der Wärmeabgabe q(t). Man erkennt den Lenzvorgang nach 200h und die Umgebungsluft-Temperatur von +15°C im „oberen“ Bereich. Die Betontemperatur erreicht hier nicht einmal mehr die Frischbetontemperatur von 20°C.

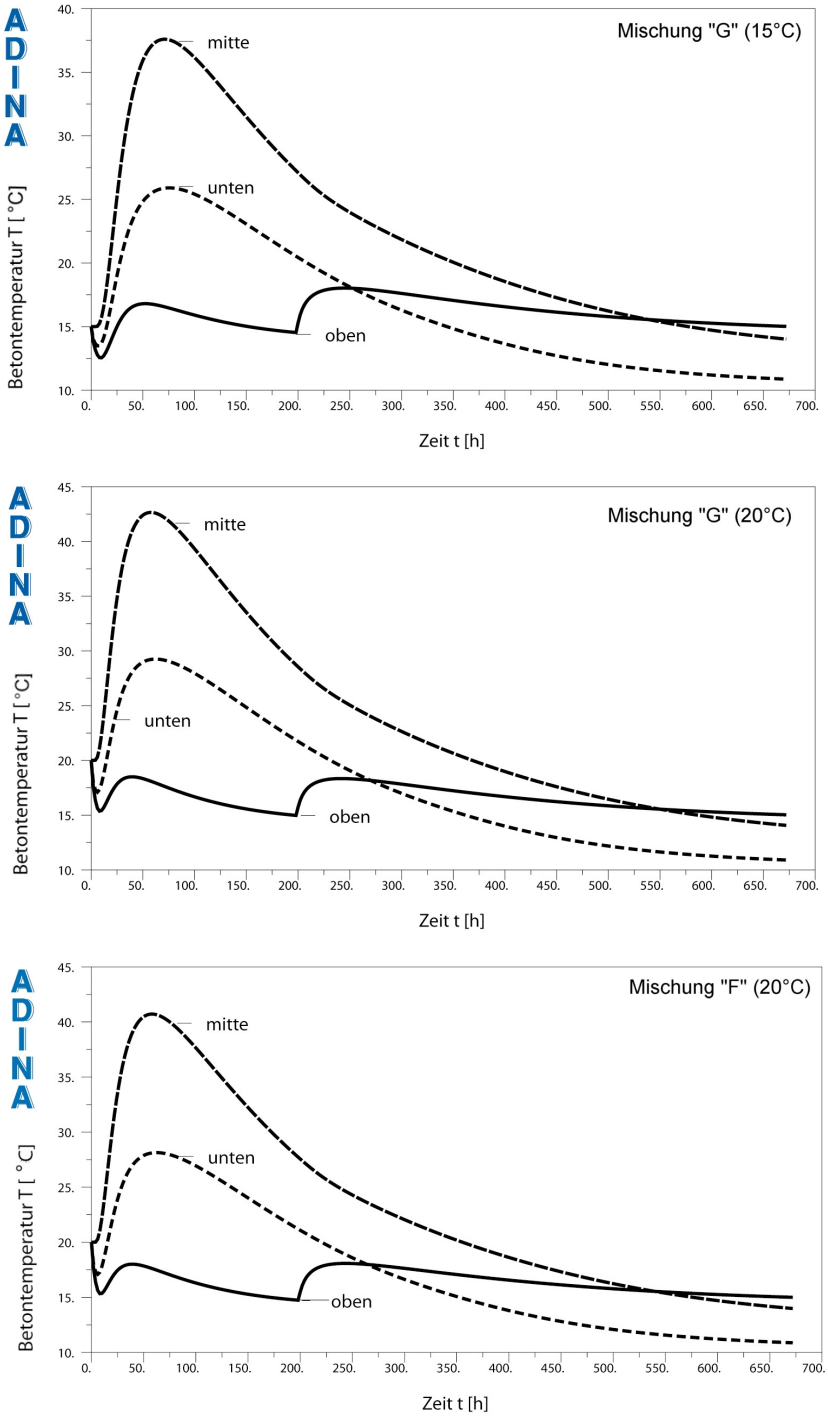


Abb. 9.4a,b,c Temperaturverlauf im oberen, mittleren und unteren Plattenbereich

In Abb. 9.5 sind die daraus ermittelten („starren“) Spannungsverläufe und die Spannungsreserven der jeweiligen Zugfestigkeit (positiv bei vorhandener Reserve, negativ bei Rissgefahr) aufgetragen: An der Oberseite besteht demnach aufgrund der anfänglich starken Kühlung im kalten Wasser und der später nur mehr geringen Abkühlung an der Luft, kein Rissrisiko. Unten und vor allem in Plattenmitte dagegen schon, wobei die Zugreserve erst nach erfolgtem Lenzen aufgebraucht wird, wenn, je nach Baugrubenwand, eine Druckspannungskomponente aus Erddruck wirksam wird und die Rissgefahr wieder vermindert bzw. auf einen späteren Zeitpunkt verschiebt.
Generell zeigt sich deutlich der ungünstige Einfluss der höheren Frischbetontemperatur, der sich durch den (mäßig) reduzierten Zementgehalt der Mischung „F“ nur in geringem Maße kompensieren lässt. Maßnahmen zur Kühlung der Zuschläge oder des Anmachwassers wären also i. a. wirksamer.
Dies gilt allerdings, wie oben festgelegt, für den mechanischen Fall der völligen Behinderung. In Bereichen mit nachgiebigen Begrenzungen können sich diese Verhältnisse etwas verschieben. Als weitere Maßnahme käme hier ggf. noch der Einsatz von Verzögerer in Frage, der eine gewisse Abkühlung des Frischbetons im Wasser vor Beginn der Wärmeentwicklung, zumindest im unteren Bereich, ermöglichen könnte.

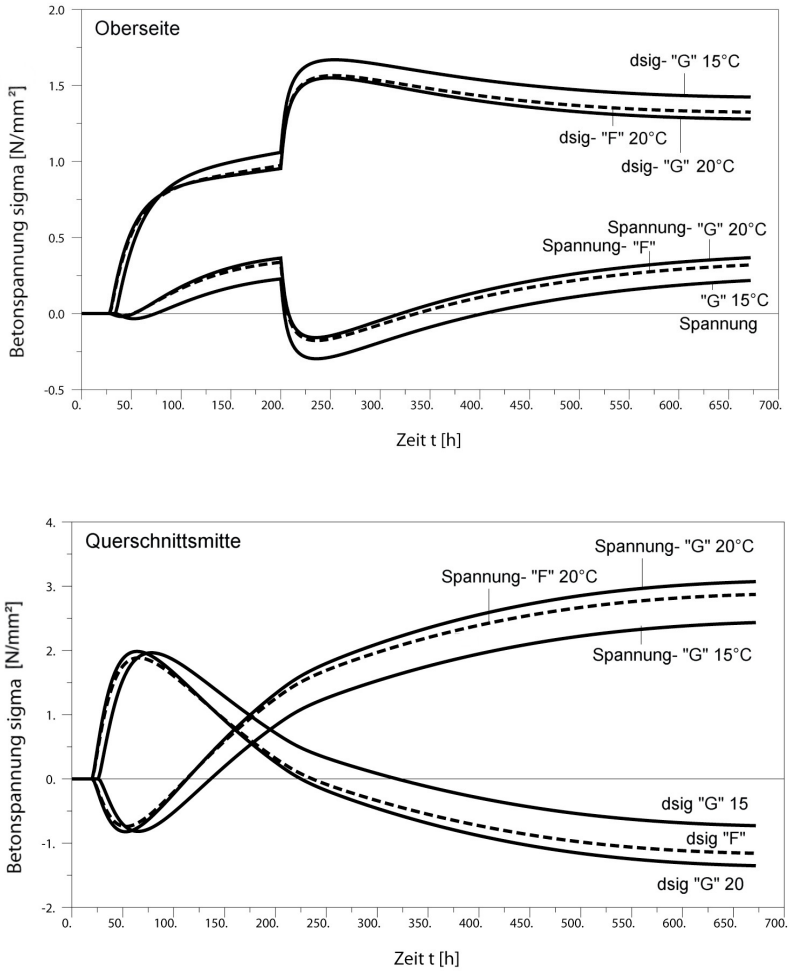


Abb. 9.5a,b Spannungsverlauf und Zugspannungsreserve („dsig“) im oberen und mittleren Plattenbereich

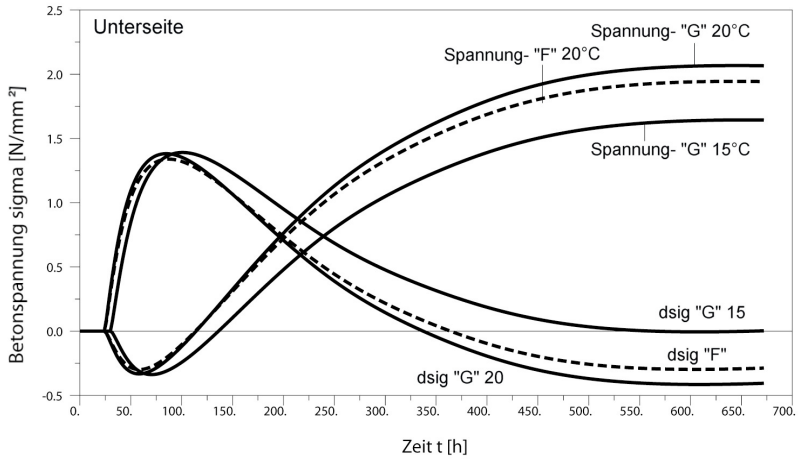


Abb. 9.5c Spannungsverlauf und Zugspannungsreserve („dsig“) im unteren Plattenbereich

10 Zusammenfassung

Unbewehrte Unterwasserbetonsohlen unterliegen wie alle Betonbauteile großer Dicke der Problematik einer hydratationswärmebedingten Rissgefahr, welche hier sowohl für die Gebrauchstauglichkeit als auch für die Tragfähigkeit von Bedeutung ist. Trotz zahlreicher vorliegender wissenschaftlicher Arbeiten zum Thema Rissbildung aufgrund von Hydratationswärme gibt es noch keine systematischen Untersuchungen für die speziellen thermischen und auch mechanischen Randbedingungen in verankerten oder unverankerten Unterwasserbetonsohlen sowie für deren Betonrezepturen.
Zunächst wurde nach einer Sichtung der existierenden Modellierungen zur Hydratationswärmeentwicklung von Beton eine geeignete Beziehung ausgewählt, die drei Parameter, welche im Idealfall aus einer adiabatischen Kalorimetrie gewonnen werden, benötigt. Daraus wurde unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Reaktionsgeschwindigkeit ein universelles iteratives Berechnungsverfahren aufbauend auf den Gesetzen der instationären Wärmeleitung entwickelt.
Die für eine instationäre Behandlung erforderlichen Werte der thermischen Materialparameter (Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität) des an der Plattenunterseite anstehenden wassergesättigten Bodenhalbraumes lassen sich bei nicht strömenden Grundwasser relativ leicht eingrenzen. Bei vorhandener Grundwasserströmung erfolgt jedoch eine erhöhte Wärmeableitung an der Sohlenunterseite. Diese kann, um eine aufwändige kombinierte mehrdimensionale Strömungs- und Wärmeleitungsberechnung zu vermeiden, durch erhöhte Ersatzleitfähigkeiten am strömungslosen eindimensionalen System simuliert werden, die dazu jedoch einen zeitabhängigen, von der Strömungsgeschwindigkeit abhängigen, ansteigenden Verlauf aufweisen müssen.
Ähnliche Probleme ergeben sich an der Plattenoberseite, die bis zum Abschluss des Lenzvorgangs der Baugrube von mehreren Metern Wasser bedeckt wird. Dort findet durch die Erwärmung von unten eine freie Konvektion, also eine Umwälzung hervorgerufen durch Dichteunterschiede im Wasser, statt, die wiederum zu einer gegenüber der „normalen“ Wärmeleitung stark gesteigerten Wärmeableitung nach oben führt. Auch hier gelingt die Formulierung eines eindimensionalen thermischen Ersatzsystems mit (hier linear) zeitabhängigen Ersatzleitfähigkeiten, wobei die Wassertiefe nur von geringem Einfluss ist.
Nach dem Lenzen der Baugrube findet auf der Betonoberfläche Restwasserverdunstung statt, die sich thermisch über eine temperaturabhängige Wärmeübergangsbedingung geschlossen formulieren lässt.
Aufbauend auf den erhaltenen zeitlichen Temperaturverläufen in verschiedenen Bereichen der Unterwasserbetonsohle können die dadurch hervorgerufenen Spannungsentwicklungen nur bei Kenntnis der sich im Zeitverlauf unterschiedlich entwickelnden mechanischen Betoneigenschaften berechnet werden. Dabei wurden Ansätze in der Literatur aufgegriffen, die aufgrund ihrer Abhängigkeit vom Hydratationsgrad den notwendigen Zusammenhang zur Temperaturgeschichte des jungen Betons einschließlich seines Relaxationsverhaltens herstellen können. Dies wird mittels einer dafür speziell erstellten Programmroutine realisiert.
Im einfachsten Fall werden die Spannungen bei starren, an den Baugrubenwänden horizontal und in allen Bereichen vertikal vollbehinderten Randbedingungen ermittelt. Dies kann im wesentlichen für Vergleiche bezüglich unterschiedlicher Wärmeentwicklungen und thermischer Randbedingungen herangezogen werden.
Zur realistischeren Spannungsabschätzung müssen jedoch die Effekte aus der Nachgiebigkeit der Baugrubenwände, der Auftriebsanker, der Bodenreibung sowie die gegenseitige Beeinflussung an Betonierfugen beachtet werden.

Dabei spielt die Spannungsumlagerung über die Querschnittshöhe der Platte aufgrund von Verkrümmungen nur eine sehr geringe Rolle.
Wesentlich stärker wirkt sich der Grad der horizontalen Behinderung durch die Baugrubenwände aus, die neben der Wandausführung vor allem von der Lage und Richtung des betrachteten Plattenbereichs im Grundriss der Baugrube abhängt und so von fast völlig starr, in den Ecken, bis annähernd frei beweglich, mit reinem Eigenspannungscharakter innerhalb des Sohlenquerschnitts, variieren kann.
Während des Lenzvorgangs der Baugrube entsteht, abhängig von der Wandhöhe und –Ausführung, senkrecht zur Wand eine Druckspannungskomponente in der Unterwasserbetonsohle, die ggf. weiterer Rissbildung entgegenwirkt.
Um genauere Aussagen über die Abhängigkeit der Spannungsentwicklung und des Rissrisikos von der verwendeten Betonrezeptur zu erhalten, wurden abschließend Messungen mittels adiabatischer Kalorimetrie an acht UWB-Versuchs-Mischungen mit Flugascheanteil durchgeführt. Diese zeigen die mögliche Bandbreite der Wärmeentwicklung von praxisgerechten UWB-Rezepturen auf, und lassen beim Vergleich der Spannungsentwicklung relativ eindeutige Tendenzen bezüglich der Verwendung unterschiedlicher Zementarten erkennen.
Dabei muss insbesondere auf die noch bestehenden Unsicherheiten bei der hydratationsgradabhängigen Formulierung der E-Modul- und Festigkeitsentwicklung von Betonen mit hohem Flugascheanteil hingewiesen werden. Hier bestünde noch weiterer praktischer Forschungsbedarf.

Nr.	Autor	Titel	Verlag/Ort	Jahr
1	Altmann, Klaus	Das Verhalten des Betons bei Einwirkung von Feuchtigkeit	Berlin	1968
2	Argyris / Warnke / Willam	Berechnung von Temperatur- und Feuchtefeldern in Massivbauten nach der Methode der Finiten Elemente	Beuth-Verlag, DAfStb 278	1977
3	Bagda / Engin	Berechnen instationärer Wärme- und Feuchteströme	Expert-Verlag, Ehningen	1991
4	Baldauf / Timm	Betonkonstruktionen im Tiefbau	Ernst&Sohn	1988
5	Bauberatung Zement	Unterwasserbeton	Zement-Merkblatt	
6	Biliszczuk, Jan	Beitrag zur Frage der zeitlichen Änderung der Betoneigenschaften	Beton+Stahlbetonbau 6	1981
7	Blessenohl, Benno	Zur numerischen Berechnung der Auswirkungen des Kriechens u. Schwindens auf Betonverbundtragwerke	RWTH Aachen	1990
8	Blind / Springenschmid	Wasserbauten aus Beton	Ernst&Sohn	1987
9	Bonzel / Rendchen	Hinweise für die Verwendung von Zement zu Beton	Beuth-Verlag, DAfStb 400	1989
10	Bonzel / Siebel	Erläuterungen zur Richtlinie für Beton mit Fließmitteln und für Fließbeton	Beuth-Verlag, DAfStb 400	1989
11	Bormann, Andreas	Lineare Stabilitätsanalyse kompressibler Fluide	TU Berlin, Fakultät III-Prozesswissenschaften	2003
12	Brameshuber / Hohberg / Uebachs	Umweltverträglichkeit von Frischbeton unter praxisnahen Randbedingungen	Beton 11/	2001
13	Brameshuber, Wolfgang	Bruchmechanische Eigenschaften von jungem Beton	Karlsruhe, Inst. f. Massivbau und Baustofftechnologie	1988
14	Breitenbücher / Ebensperger /Springenschmid	Wirksamkeit von Quellzusätzen im Beton für den Ausgleich von Zwangsspannungen	Beton+Stahlbetonbau 87	1992
15	Breitenbücher, Rolf	Zwangsspannungen und Rissbildung infolge Hydratationswärme	TU München	1988
16	Bronstein / Semendjajew	Taschenbuch der Mathematik	Harri Deutsch Verlag	1983
17	Brühwiler / Denarie / Maitre / Herwig	Optimierung des Betoniervorgangs und der Mindestbewehrung einer massiven Bodenplatte	Beton+Stahlbetonbau	2004
18	Bruy, Erhard	Über den Abbau instationärer Temperaturspannungen in Betonkörpern durch Rissbildung	Stuttgart	1972
19	Budelmann, Harald	Zum Einfluss erhöhter Temperatur auf Festigkeit und Verformung von Beton mit unterschiedlichen Feuchtegehalten	TU Braunschweig	1987
20	Byfors, Jan	Plain concrete at early ages	Swedish Cement and Concrete Research Institute	1980
21	Catharin, P.	Die Hydratation des Zements und ihre Bedeutung	Zement und Beton 16, S. 58-59	1971
22	Czernin, Wolfgang	Zementchemie für Bauingenieure	Bauverlag Wiesbaden	1976
23	Dahlem, Karl-Heinz	Der Einfluss des Grundwassers auf den Wärmeverlust erdreichberührter Bauteile	UNI Kaiserslautern	2000
24	Daniels, Helmut	Numerische Berechnung instationärer Strömungsvorgänge in Wärmespeichern	Mitteilungen Inst. für Wasserbau und Wasserwirtschaft RWTH Aachen Nr.77	1990
25	Delsante, A.E.	Theoretical Calculations of the Steady-State Heat Losses Through a Slab-on-Ground Floor	Building and Environment, Vol. 23, No.1	1988
26	Dettling, H.	Die Wärmedehnung des Zementsteins, der Gesteine und der Betone	TH Stuttgart, Otto-Graf-Institut, Schriftenreihe	1962
27	Deutscher Beton-Verein	Sachstandbericht "Massenbeton"	Beuth-Verlag, DAfStb 329	1982
28	Dohr, Folker	Die Grundwassertemperatur im oberflächennahen Grundwasser des Stadtgebietes München	Institut für Allg. und Angewandte Geologie der LMU München	1989
29	Ebensperger, Luis	Wirksamkeit von Quellzusätzen im Beton zur Kompensation von Zwangsspannungen infolge Hydratationswärme	TU München, Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung	1990
30	Edvardsen, Carola	Wasserdurchlässigkeit und Selbstheilung von Trennrissen in Beton	Beuth-Verlag, DAfStb 455	1996
31	Eierle, Benno	Berechnungsmodelle für rissgefährdete Betonbauteile unter frühem Temperaturzwang	TU München, Berichte aus dem konstruktiven Ingenieurbau	2000
32	Eierle / Schikora	Bodenplatten unter frühem Temperaturzwang - Rechenmodelle und Tragverhalten	Bauingenieur 75	2000
33	Eisenmann, Josef	Betonfahrbahnen	Ernst&Sohn	1979

34	Ennigkeit, Annette	Energiepfahlanlagen mit Saisonalem Thermospeicher	Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der TU Darmstadt Nr.60	2002
35	Falkner, Horst	Zur Frage der Rissbildung durch Eigen- und Zwängspannungen infolge Temperatur in Stahlbetonbauteilen	Beuth-Verlag, DAfStb 208	1969
36	Falkner, Horst	Interaction of structures and ground	Geotechnik 17	1994
37	Falkner / Teutsch / Klinkert	Untersuchung des Trag- und Verformungsverhaltens rückverankerter unbewehrter und stahlfaserbewehrter Unterwasserbetonsohlen	iBMB der TU Braunschweig	1995
38	Farouki, O.T.	Thermal Properties of Soils	Trans Tech Publications (Series on Rock and Soil Mech.)Vol.11	1986
39	Fechner, O.	Wassertransport durch Bauteile aus WU-Beton	Homepage TU Berlin	2002
40	Feddersen, Ingo	Die Berücksichtigung realistischer Reibungswiderstände bei Fahrbahnen, Gründungsplatten und Pfählen durch den Ansatz polygonaler Scherkraft-Scherverschiebungskurven	Die Bautechnik 12/	1980
41	Fehlhaber, Thomas	Zum Eindringverhalten von Flüssigkeiten und Gasen in ungerissenen Beton	Beuth-Verlag, DAfStb 445	1994
42	Fischer / Herold / Perschk / Reichelt	Zur Berechnung von Temperaturzuständen in abschnittweise hergestellten Betonbauteilen	Beton+Stahlbetonbau 88	1993
43	Fischer / Smuda / Wolfersdorf	Ein Beitrag zur Behandlung von Temperatur- und Feuchtefeldproblemen mittels der Finite-Element-Methode	Bauingenieur 66	1991
44	Fischer / Smuda / Wolfersdorf / Herold	Modellierung des Abbindens von Beton mittels der FEM	Bauingenieur 66	1991
45	Fleischer, Walter	Einfluss des Zements auf Schwinden und Quellen von Beton	TU München, Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung	1992
46	Fraay, Alex L. A.	Fly Ash a Pozzolan in Concrete	TU Delft	1990
47	Franke / Gollub	Zur Berechnung von Pfahlgruppen, insbesondere von Zugpfahlgruppen	Bautechnik 73/9	1996
48	Geiger, Rudolf	Das Klima der bodennahen Luftschicht	Vieweg&Sohn, Braunschweig	1961
49	Giesecke, Jürgen	Betrachtung eindimensionaler Temperaturfelder in Massenbetonbauwerken	Beton+Stahlbetonbau 4	1966
50	Glatzl, Johann	Wasserundurchlässige Betonbauwerke - Neuentwicklungen	Zement+Beton	
51	Glatzl, Johann	Verkehrsbauwerke aus wasserundurchlässigem Beton - "Weiße Wannen"	Zement+Beton	
52	Grigull / Sandner	Wärmeleitung	Springer-Verlag	1990
53	Gröber / Erk / Grigull	Wärmeübertragung	Springer-Verlag	1963
54	Grube / Hintzen	Prüfverfahren zur Voraussage der Temperaturerhöhung im Beton infolge Hydratationswärme des Zements	Beton 5+6/	1993
55	Grube, Horst	Ursachen des Schwindens von Beton und Auswirkungen auf Betonbauteile	Zementindustrie/Heft 52	1991
56	Grube, Horst	Wasserundurchlässige Bauwerke aus Beton	Elsnerverlag	1982
57	Grübl / Weigler / Karl	Beton	Ernst&Sohn	2001
58	Gutsch, Alex-Walter	Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle	Beuth-Verlag, DAfStb 495	1999
59	Gutsch, Alex-Walter	Stoffeigenschaften jungen Betons - Versuche und Modelle	TU Braunschweig	1998
60	Häfner / Köckritz / Sitz / Voigt	Berechnung der Temperatur-Eigenspannungen in massigen Betonbauwerken	Bautechnik 66/2	1989
61	Häfner / Sames / Voigt	Wärme- und Stofftransport	Springer-Verlag	1992
62	Hamfler, Holger	Berechnung von Temperatur-, Feuchte- und Verschiebungsfeldern in erhärtenden Betonbauteilen nach der Methode der Finiten Elemente	Beuth-Verlag, DAfStb 395	1988
63	Härdtl, Reiner	Veränderung des Betongefüges durch die Wirkung von Steinkohlenflugasche und ihr Einfluss auf die Betoneigenschaften	Beuth-Verlag, DAfStb 448	1995
64	Heath, Ralph C.	Einführung in die Grundwasserhydrologie	Oldenbourg Verlag	1988

65	Hennecke, Markus	Rechnerische Beurteilung der Temperaturbelastung und der Rissgefahr infolge Eigenspannungen bei jungem Hochleistungsbeton	Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau TUM	2001
66	Henning, Wolfgang	Zwangrissbildung und Bewehrung von Stahlbetonwänden auf steifen Unterbauten	Braunschweig	1987
67	Heynert, Peter	Die Wärmeverluste von Gebäuden an das Erdreich	Berlin-Dahlem	1990
68	Hildebrandt / Büttelborn / Stapel	Unterwasserbeton mit Stahlfasern	Beton 11/	1996
69	Hiller, Eugen	Auswirkungen von Temperatur- und Feuchteverläufen in jungen Betondecken	Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung der TU München	2001
70	Hintzen / Thielen	Betontechnische Einflüsse auf die Rissbildung infolge Hydratationswärme	Beton 10/	1999
71	Hintzen / Wilhelm	Zum Verhalten des jungen Betons unter zentrischem Zwang beim Abfließen der Hydratationswärme	Schriftenreihe der Zementindustrie, Heft 59	1998
72	Holland / Gerwick	Cracking of Mass Concrete placed under Water	Concrete International /april 83	1983
73	Huang, Chunxiao	Berechnung von Temperaturspannungen und Rissbildungen infolge Hydratation in 3D-Betonkonstruktionen	TU Braunschweig	1999
74	Huber, Helmut	Bauwerke aus wasserundurchlässigem Beton - Praktische Betontechnologie	Zement+Beton	
75	Huckfeldt, Jens	Thermomechanik hydratisierenden Betons - Theorie, Numerik und Anwendung	TU Braunschweig	1993
76	Hundt / Wagner	Einfluss des Feuchtigkeitsgehaltes und des Reifegrades auf die Wärmeleitfähigkeit von Beton	Ernst&Sohn, DAfStb 297	1978
77	Hundt, Jürgen	Wärme- und Feuchtigkeitsleitung in Beton unter Einwirkung eines Temperaturgefälles	Ernst&Sohn, DAfStb 256	1975
78	Jakobi, Eberhard	Rayleigh-Benard Konvektion	(Vortragsnotizen)	2003
79	Jedelhauser, Bernd	Weiße Wanne im Grundwasser	Beton 10/93	1993
80	Jonasson, Jan-Erik	Slipform construction	Swedish Cement and Concrete Research Institute	1984
81	Jurecka / Kleina / Krumbholz	Potsdamer Platz in Berlin	Beton-Zement	
82	Kehlbeck, Fritz	Einfluss der Sonnenstrahlung bei Brückenbauwerken	Werner-Verlag	1975
83	Keil, Fritz	Zement	Springer-Verlag	1971
84	Keil, Fritz	Luftporen-Beton	Verein Deutscher Zementwerke, Düsseldorf	1953
85	Keuser / Dirnberger	Die thermischen Randbedingungen von Unterwasserbetonsohlen – Grundlage zur Abschätzung hydratationswärmebedingter Spannungen	Bauingenieur 80, 12/2005	2005
86	Kießl / Gertis	Feuchtetransport in Baustoffen	Universität Essen Gesamthochschule	1980
87	Kind-Barkauskas / Lohmeyer / Ebeling	Eine anspruchsvolle Aufgabe	Beton 1/93	1993
88	Kirchner, Georg	Vorschlag zum Ermitteln von Temperaturverläufen infolge Hydratationswärme	Beton+Stahlbetonbau 89	1994
89	Klocke, Hans Joachim	Wärmeleitfähigkeit flüssigkeitsdurchströmter Schüttungen	Karlsruhe	1966
90	Klopfer, H.	Wassertransport durch Diffusion in Feststoffen	Bauverlag Wiesbaden und Berlin	1974
91	Klug, Paul	Kriechen, Relaxation und Schwinden von Zementstein	TU München	1970
92	Koch / Lutze	Sonderbeton für Fundamentplatten	Beton 4/95	1995
93	Köder, Kurt	Die "starre" Abdichtung	Bautechnik 69	1992
94	Kolb, Hermann	Ermittlung der Sohlreibung von Gründungskörpern unter horizontalem kinematischen Zwang	Stuttgart	1987
95	König / Lieberum / Tue	Rissschäden an Betonbauteilen und eine Strategie zu ihrer Vermeidung	Bauingenieur 71	1996
96	König / Scheidler / Fehling	Grundlagen zur Traglastermittlung unbewehrter Betonbauteile unter Zugbeanspruchung	Beton+Stahlbetonbau	1986
97	Kranz, Stephan	Lokale Schwind- und Temperaturgradienten in bewehrten, oberflächennahen Zonen von Betonstrukturen	Karlsruhe, Inst. f. Massivbau und Baustofftechnik, H.35	1999

98	Krischer / Kast	Trocknungstechnik (Bd.1)	Springer-Verlag	1992
99	Kühling / Petscharnig	Zusatzmittel für Unterwasserbeton	Beton 8/91	1991
100	Kühr, Wolfgang	Der Privatflugzeugführer Band 2, Flugwetterkunde	Friedrich Schiffmann	1992
101	Künzel, Hartwig	Verfahren zur ein- und zweidim. Berechnung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransports in Bauteilen mit einfachen Kennwerten	Stuttgart	1994
102	Kurzawa / Kiernozycki	Thermische Spannungen, hervorgerufen durch den Hydratationsprozess des Zements in massigen Fundamenten von Ingenieurkonstruktionen	Bauingenieur 57	1982
103	Laube, Martin	Werkstoffmodell zur Berechnung von Temperaturspannungen in massigen Betonbauteilen im jungen Alter	Braunschweig	1990
104	Laube / Rusack	Baugruben mit rückverankerter Unterwasserbetonsohle - Untersuchungsergebnisse aus Vorversuchen und Bauphase	iBMB Braunschweig	1996
105	Lechner, Bernhard	Der Temperaturgradient als Bemessungsgröße bei der Dimensionierung von dicken Betondecken	TU München, Mitteilungen des Prüfamtes für Bau von Landverkehrswegen/Heft 69	1996
106	Lehners, Christoph	Analyse von Strömungen in wassergesättigten Kornhaufwerken	Braunschweig	1992
107	Lohmeyer, Gottfried	Bauwerkssohlplatten aus WU-Beton: Bauphysikalische Besonderheiten	Beton 10/	2000
108	Lohmeyer, Gottfried	Weiße Wannen	Verlag Bau+Technik	2000
109	Mahler, Manfred	Analytische Lösung der instationären Temperaturfeldgleichung für beliebige Randbedingungen bei Berücksichtigung innerer Wärmequellen	Bergische Universität Gesamthochschule Wuppertal	1988
110	Mandry, Wolfgang	Über das Kühlen von Beton	Springer-Verlag	1961
111	Mangerig, Ingbert	Klimatische Temperaturbeanspruchung von Stahl- und Stahlverbundbrücken	Institut für Konstruktiven Ingenieurbau Ruhr-Universität Bochum	1986
112	Mangold, Martin	Die Entwicklung von Zwang- und Eigenspannungen in Betonbauteilen während der Hydratation	Berichte aus dem Baustoffinstitut TUM Heft 1/1994	1994
113	Manns, Wilhelm	Über den Einfluss der elastischen Eigenschaften von Zementstein und Zuschlag auf die elastischen Eigenschaften von Mörtel und Beton	Westdeutscher Verlag	1970
114	Mardfeldt, Björn	Tragverhalten, Bemessung und Konstruktion von Baugrubensohlen mit Unterwasserbeton	Diplomarbeit TU Harburg	1999
115	Marx, Walter	Berechnung von Temperatur und Spannung in Massenbeton infolge Hydratation	Institut f. Wasserbau, Stuttgart Heft 64	1987
116	McLeish, Andrew	Underwater Concreting and Repair	Halsted Press, New York Toronto	1994
117	Meichsner, Heinz	Über die Selbstdichtung von Trennrissen in Beton	Beton+Stahlbetonbau	1992
118	Moormann, Christian	Beiträge zum 2. Geotechnik-Tag in München - Bauen im Grundwasser	Lehrstuhl f. Grundbau TU München, Schriftenreihe Heft 35	2003
119	Morabito, P.	Adiabatic and semiadiabatic Calorimetry to determine the Temperature Rise in Concrete due to Hydration Heat of Cement	RILEM Technical Committee 119 TCE,Technical Recommeendations	1994
120	Mrziglod-Hund, Monika	Berechnungsverfahren für den Wärmeverlust erdreichberührter Bauteile	Kaiserslautern	1995
121	Müller / Ehrhard	Freie Konvektion und Wärmeübertragung	C.F. Müller Verlag, Heidelberg	1999
122	Neroth, Günter	Zum Verformungsverhalten von Normalbeton im Alter von 1 bis 7 Tagen	RWTH Aachen	1987
123	Nield / Bejan	Convection in Porous Media	Springer-Verlag, 2.Edition	1999
124	Niemann, Peter	Gebrauchsverhalten von Bodenplatten aus Beton unter Einwirkungen infolge Last und Zwang	TU Braunschweig	2002
125	Nolting, Erich H.	Zur Frage der Entwicklung lastunabhängiger Verformungen und Wärmedehnzahlen junger Betone	Mitteilungen aus dem Institut für Baustoffkunde und Materialprüfung der Universität Hannover, Heft 56	1989
126	Odenwald, B.	Prüfung und Beurteilung der Baugrubenabdichtung für den Schleusenneubau Uelzen II im Elbe-Seitenkanal	Mitteilungsblatt der Bundesanstalt für Wasserbau Nr.84	2002
127	Onken, P.	Berechnung der Hydratationswärmeentwicklung und der Verformungen in der UW-Sohlplatte beim	Untersuchungsbericht des iBMB, 2/96	1996

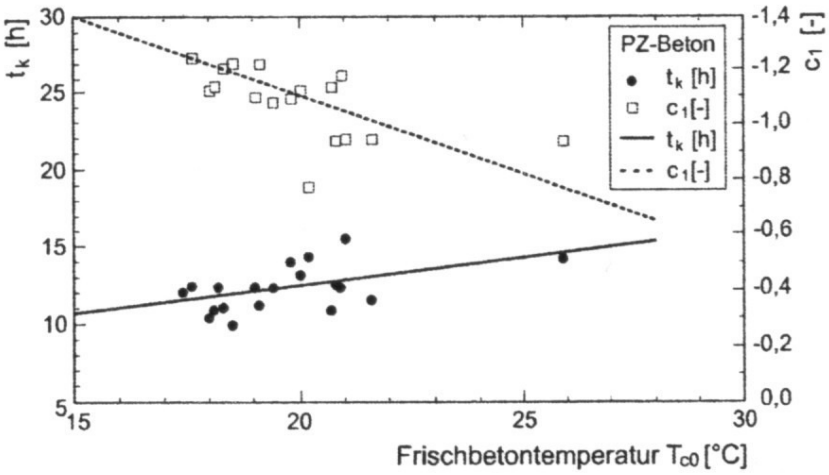
		Bauvorhaben Potsdamer Platz		
128	Onken / Rostasy	Wirksame Betonzugfestigkeit im Bauwerk bei früh einsetzendem Temperaturzwang	Beuth-Verlag, DAfStb 449	1995
129	Pelka, Walter	Stoff- und Wärmetransport in gesättigter- ungesättigter Grundwasserströmung	Inst. f. Wasserbau u Wasserwirtschaft, RWTH Aachen	1983
130	Plannerer, Markus	Temperaturspannungen in Betonbauteilen während der Erhärtung	TU München	1998
131	Quarg-Vonscheidt / Walz	Die Grenztragfähigkeit von Zugpfählen und Zugpfahlgruppen in Sand	Bautechnik 79/1	2002
132	Rostasy / Henning	Zwang und Oberflächenbewehrung dicker Wände	Beton+Stahlbetonbau	1985
133	Rostasy / Kraus	Frühe Risse in massigen Betonbauteilen-Ingenieurmodelle für die Planung von Gegenmaßnahmen	Beuth-Verlag, DAfStb 520	2001
134	Rostasy / Kraus / Budelmann	Planungswerkzeug zur Kontrolle der frühen Rissbildung in massigen Betonbauteilen	Bautechnik 79	2002
135	Rostasy / Kraus / Gutsch	Früher Zwang in massigen Sohlplatten	Braunschweig TU, iBMB Heft 157	2001
136	Rostasy / Laube / Onken	Zur Kontrolle früher Temperaturrisse in Betonbauteilen	Bauingenieur 68	1993
137	Rucker / Beckhaus / Wiegrink / Schießl	Temperaturspannungen in dicken Betonbauteilen im jungen Alter	Beton+Stahlbetonbau 98/7	2003
138	Rüsch / Jungwirth	Stahlbeton Spannbeton Bd.2	Werner-Verlag	1976
139	Sänger / Steinhagen / Mayer	Friedrichstadt-Passagen Berlin	Bauingenieur 69	1994
140	Schaberg, Axel	Nutzung von gefluteten Grubenräumen zur Langzeit-Wärmespeicherung	TU Bergakademie Freiberg	1998
141	Schaper, G.	Berechnung des zeitabhängigen Verhaltens von Stahlbetonplatten unter Last- und Zwangsbeanspruchung im ungerissenen und gerissenen Zustand	Beuth-Verlag, DAfStb 338	1982
142	Scheidler, Dietmar	Experimentelle und analytische Untersuchungen zur wirklichkeitsnahen Bestimmung der Bruchschnittgrößen unbewehrter Betonbauteile unter Zugbeanspruchung	Ernst&Sohn, DAfStb 379	1987
143	Schießl / Härdtl	Betone für massige Bauteile	Beton 11/96	1996
144	Schießl / Härdtl	Steinkohlenflugasche im Beton	Beton 11/93	1993
145	Schießl, Peter	Grundlagen der Neuregelung zur Beschränkung der Rissbreite	Beuth-Verlag, DAfStb 400	1989
146	Schönlin, Klaus F.	Permeabilität als Kennwert der Dauerhaftigkeit von Beton	Karlsruhe, Inst. f. Massivbau u. Bautechnologie, Heft 8	1989
147	Schöppel, Klaus	Entwicklung der Zwangsspannungen im Beton während der Hydratation	TU München, Lehrstuhl für Baustoffkunde und Werkstoffprüfung	1993
148	Schulz / Feddersen / Weichert	Zwängungskräfte infolge Sohlreibung	Mitteilungsblatt d. Bundesanstalt f. Wasserbau Nr.48	1980
149	Schütte, Jens	Einfluss der Lagerungsbedingungen auf Zwang in Betonbodenplatten	Braunschweig	1997
150	Setzer, M.	Einfluss des Wassergehalts auf die Eigenschaften des erhärteten Betons	Beuth-Verlag, DAfStb 280	1977
151	Shen / Ramsey	An investigation of transient, two-dim. coupled heat and moisture flow in the soil surrounding a basement wall	Int. Journal Heat Mass Transfer, Vol. 31 No.7	1988
152	Shkoukani, Hisham T.	Kriechen und Relaxation des Betons bei Temperaturzwangsbeanspruchung	TH Darmstadt	1990
153	Simons, Hans-Jürgen	Einige Hinweise zum Entwurf Weißer Wannen	Beton+Stahlbetonbau 88	1993
154	Sodeikat, Christian	Beanspruchung von Betonfahrbahnen mit sehr unterschiedlichen Eigenschaften von Ober- und Unterbeton unter bes. Berücksichtigung von Feuchte- und Temperaturänderungen	TU München	2000
155	Sosoro, Reinhardt	Eindringverhalten von Flüssigkeiten in Beton in Abhängigkeit von der Feuchte der Probekörper und der Temperatur	Beuth-Verlag, DAfStb 445	1994
156	Sparmann / Nehse / Penner	Bau einer Grundwasserwanne im Zuge der Umgehung Wörth	Beton+Stahlbetonbau 75	1980
157	Springenschmid / Beddoe	Feuchtetransport durch Bauteile aus Beton	Beton+Stahlbetonbau 94	1999

158	Springenschmid / Breitenbücher / Ballardini	Vergleich zwischen Berechnungen und Messungen von Zwangspannungen in jungem Beton	Beton+Stahlbetonbau 83	1988
159	Springenschmid / Fleischer	Über das Schwinden von Beton, Schwindmessungen und Schwindrisse	Beton+Stahlbetonbau 88	1993
160	Springenschmid, Rupert (Editor)	Thermal Cracking in Concrete at Early Ages	E&FN Spon	1994
161	Springenschmid, Rupert (Editor)	Prevention of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages, RILEM Report 15	E&FN Spon	1998
162	Springenschmid, Rupert	Die Ermittlung der Spannungen infolge von Schwinden und Hydratationswärme im Beton	Beton+Stahlbetonbau 79	1984
163	Springenschmid, Rupert	Feuchtetransport in dicken Platten	Gespräch beim Massivbauseminar 2002	2002
164	Staffa, Michael	Vermeidung von Hydratationsrissen in Stahlbetonwänden	Berichte aus dem Konstr. Ingenieurbau TU Berlin, Heft 17	1993
165	Stumvoll / Trenkwalder	Kühlung von Frischbeton	Beton 6/2000	2000
166	Tegelaar, Rudolf	Unterwasserbeton, Schriftenreihe Spezialbetone 1	Bau und Technik Düsseldorf	1998
167	Thielen / Grube	Maßnahmen zur Vermeidung von Rissen im Beton	Beton+Stahlbetonbau 85	1990
168	Tredopp, Reiner	Tiefgarage Rheingarten in Köln	Beton 31 Nr.5	1981
169	Trost / Paschmann	Frühe Kriechverformungen des Betons	Beuth-Verlag, DAfStb 420	1991
170	van Breugel, Klaas	Simulation of hydration and formation of structure in hardening cement-based materials	TU Delft	1991
171	van Breugel, Klaas	Relaxation of young Concrete	TU Delft	1980
172	van Breugel, Klaas	Artificial Cooling of hardening Concrete	TU Delft	1980
173	van Breugel (et a)	Betonconstructies onder Temperatuur- en Krimpvervormingen	Beton Prisma, 's-Hertogenbosch	1996
174	Volkwein, Andreas	Untersuchungen über das Eindringen von Wasser und Chlorid in Beton	Beton+Stahlbetonbau 88	1993
175	Walraven / Shkoukani	Kriechen und Relaxation des Betons bei Temperatur- und Zwangsbeanspruchung	Beton+Stahlbetonbau 88	1993
176	Warncke, Fritz	Beitrag zur Berechnung der Temperaturen und Temperaturspannungen im Beton infolge Hydratation	Berlin	1971
177	Waubke, Nils Valerian	Transportphänomene in Betonporen	Beuth-Verlag, DAfStb	1966
178	Weigler, Nicolay	Temperatur und Zwangsspannungen in Konstruktions-Leichtbeton infolge Hydratation	Ernst&Sohn, DAfStb 247	1975
179	Wesche, Karlhans (Editor)	Fly Ash in Concrete, RILEM Report 7	E&F Spon	1990
180	Wesche, Karlhans	Baustoffe für tragende Bauteile 2	Bauverlag Wiesbaden	1981
181	Wierig / Gollasch	Untersuchungen über das Verformungsverhalten von jungem Beton	Universität Hannover, Inst. f. Baustoffkunde und Materialprüfung	1982
182	Wittmann, Folker	Grundlagen eines Modells zur Beschreibung charakteristischer Eigenschaften des Betons	Beuth-Verlag, DAfStb 290	
183	Wolff, Friedhelm	Reibung und Verbundspannungen zwischen Spundwand und Unterwasserbeton	Bautechnik 75	1998
184	Wößner, Günter	Aufheiz- und Abkühlvorgänge in Platten	VDI-Verlag	1973
185	Yao / Gerwick	Underwater Concrete	Concrete International	2004
186	Zachlehner, Andres	Beanspruchung von Betonfahrbahnen durch Einflüsse aus Hydratation und Witterung	TU München, Lehrstuhl und Prüfamt für Bau von Landverkehrswegen	1988
187	Zeitler, Winfried	Untersuchungen zu Temperatur- und Spannungszuständen in Betonbauteilen infolge Hydratation	Darmstadt	1983
188	Ziegelsdorf / Kleiser / Hilsdorf	Vorherbestimmung und Kontrolle des thermischen Ausdehnungskoeffizienten von Beton	Beuth-Verlag, DAfStb 305	1979
189		VDI-Bericht Nr.1246	IRB Verlag	1996
190		Berlin baut im Grundwasser	VDI	1996
191		Unterwasserbeton IRB	IRB Verlag Stuttgart	1990
192	American Concrete Institute	Report on Thermal and Volume Change Effects on Cracking of Mass Concrete	ACI 207.2R-07	2007

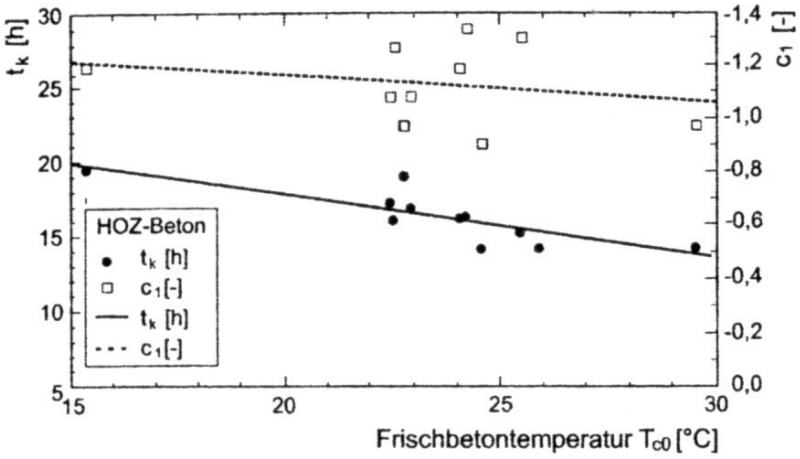
193		DIN 4108	Beuth-Verlag	1981
194		Zement-Taschenbuch 2000	Verein Deutscher Zementwerke	2000
195		VDI-Wärmeatlas, 9. Auflage	Springer-Verlag	2002
196		Merkblatt Unterwasserbetonsohlen	Österreichische Vereinigung für Beton- und Bautechnik	2005
197		Baustoffe, Festschrift Rupert Springenschmid	TU München	1990
198		ZTV-ING, Teil 5, Tunnelbau	Verkehrsblatt-Sammlung S 1056	2003

Anhang A3/1

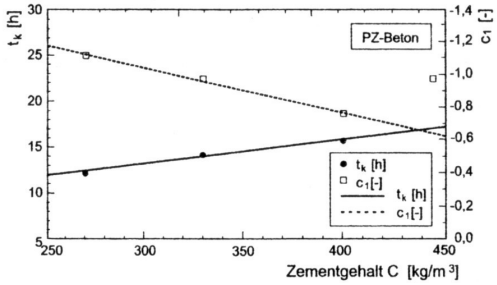
Werte t_k und c_1 aus *[58]*



Anhaltswerte der Parameter c_1 und t_k des Hydratationsgrads für den PZ-Beton CO1 abhängig von der Frischbetontemperatur

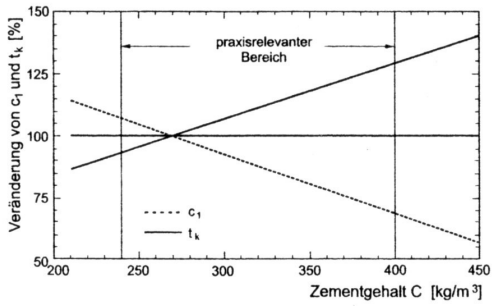


Anhaltswerte der Parameter c_1 und t_k des Hydratationsgrads für den HOZ-Beton abhängig von der Frischbetontemperatur



Einfluss des Zementgehaltes auf c_1 und t_k bei Verwendung von CEM I 32,5 R

Influence of content C of CEM I 32.5 on parameters c_1 and t_k



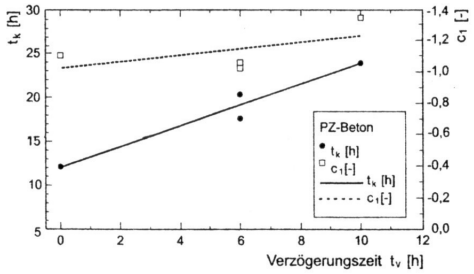
Veränderung der Parameter c_1 und t_k in Abhängigkeit des Gehaltes an CEM I

Variation of parameters c_1 and t_k on content C of CEM I 32.5

Anhaltswerte für die Parameter c_1 und t_k

Nominal values for the parameter c_1 and t_k

	Wert	c_1 [-]		t_k [h]	
CEM I 32, 5 R	Spannweite	-0,94	-1,25	9,95	15,48
PZ-Beton	Mittelwert	-1,13		12,05	
	Streuung	0,18		1,45	
CEM III/B 32,5	Spannweite	-0,97	-1,34	14,2	19,02
NW HS	Mittelwert	-1,15		16,28	
HOZ-Beton	Streuung	0,17		1,49	
CEM I 42,5 R	Spannweite	-1,42	-1,57	8,75	10,41



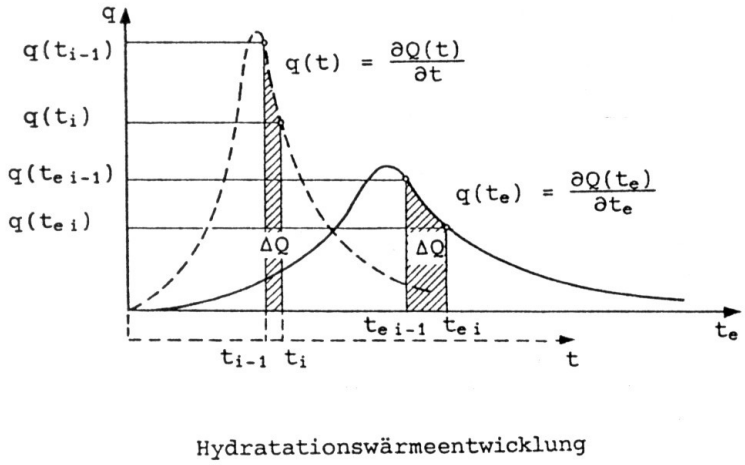
Einfluss der Zugabe von Verzögerern auf die Parameter c_1 und t_k bei Verwendung von CEM I 32.5 R

Hydratationswärme von deutschen Normalzementen (analog [2-3]), bestimmt als Lösungswärme, im Vergleich zu den Höchstwerten verschiedener anderer Normen

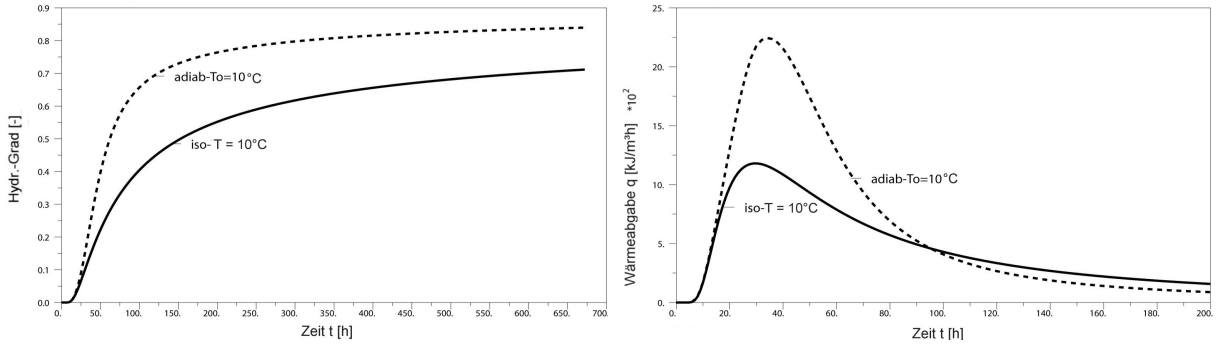
Festigkeitsklasse	Hydratationswärme in J/g nach Tagen			
	1	3	7	28
32,5 N	60–175	125–250	150–300	200–375
32,5 R, 42,5 N	125–200	200–335	275–375	300–425
42,5 R, 52,5 N	200–275	300–350	325–375	375–425
52,5 R	250–300	325–375	350–400	400–450
Höchstwerte für Zemente mit niedriger Hydratationswärme				
Britische Norm BS 1370: 79 für low-heat-cement			250	295
US-Norm ASTM C150–00	für Zement Type II (mäßig gesenkte Hydratationswärme)		290	330
	für Zement Type IV (niedrige Hydratationswärme)		250	290
DIN 1164	für Zement NW		270	–

Anhang A3/2

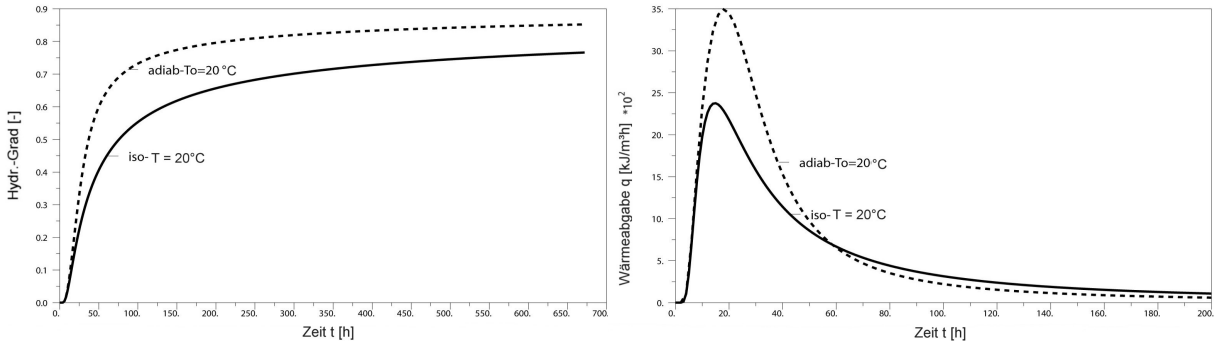
Zusammenhang isothermische – adiabatische Wärmeentwicklung



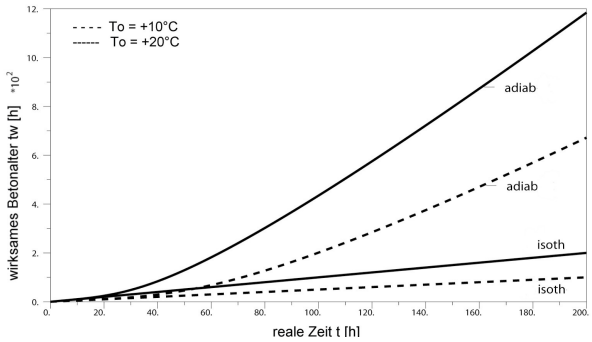
entnommen aus *[62]*



Vergleich Hydratationsgrad und Wärmeentwicklung isothermisch/adiabatisch bei +10°C Starttemperatur

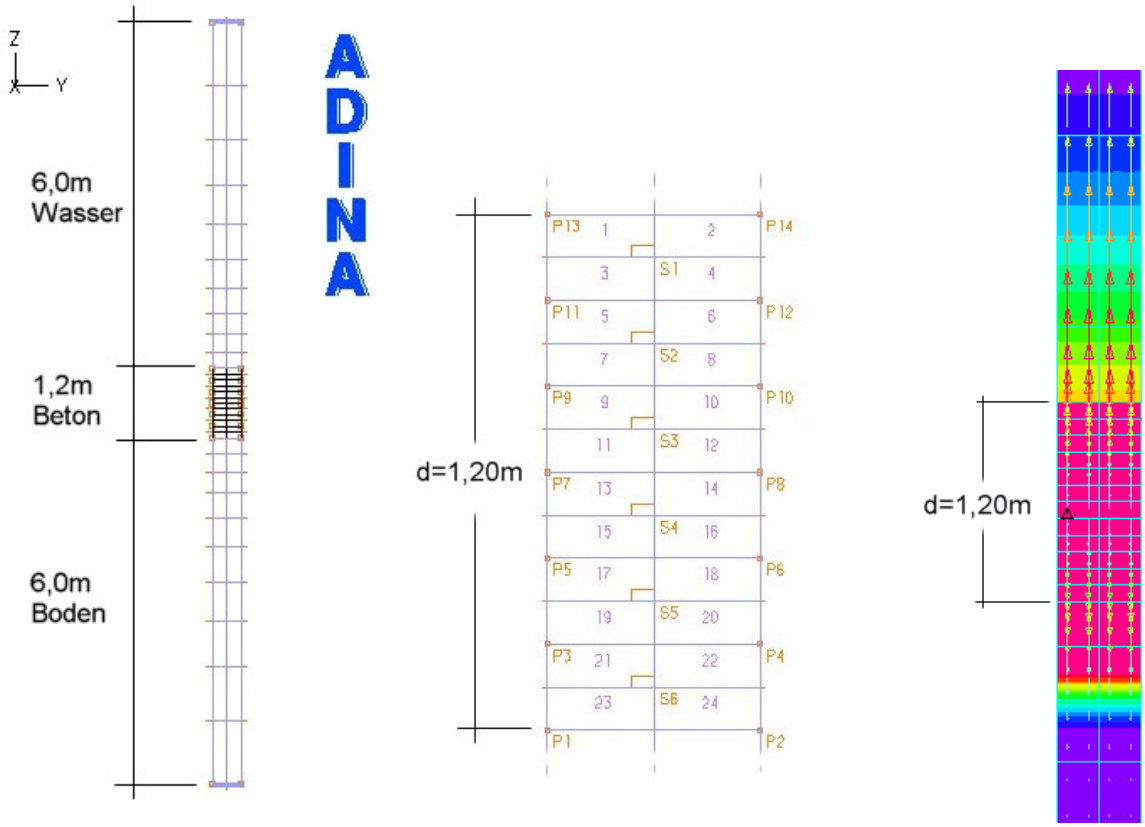


Vergleich Hydratationsgrad und Wärmeentwicklung isothermisch/adiabatisch bei +20°C Starttemperatur



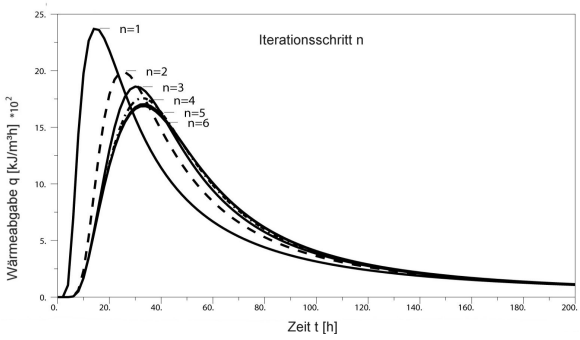
Vergleich der oben zugehörigen wirksamen Betonalter t_w für T_0=+10 bzw. +20°C bei isothermischen/adiabatischen Verhältnissen

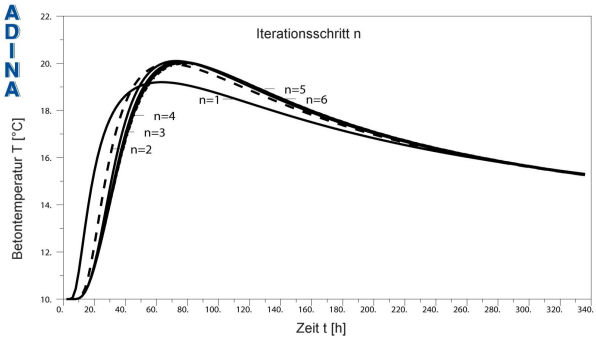
FE-Modell zur 1-dimensionalen Temperatur-Berechnung (ADINA-T)



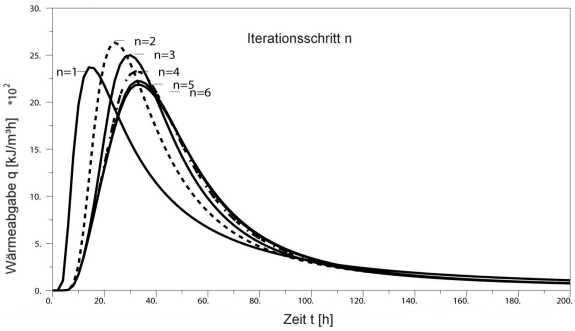
FE-Modell Temperaturberechnung *Sohlplatten-Elementierung mit 6 Höhen-Lamellen („S1“ – „S6“)* *1-dim Temperatur- bzw. q- verlauf*

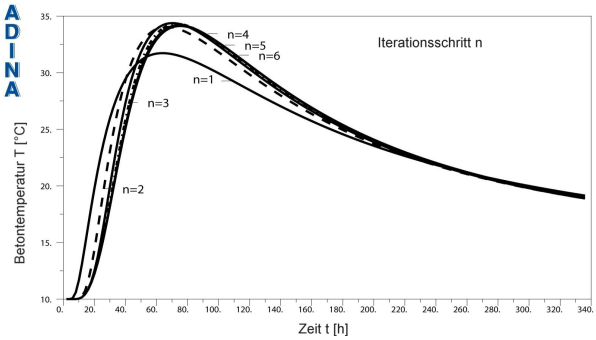
Iteration von q(t) und T(t) bei 10°C Anfangs- und Umgebungstemperatur



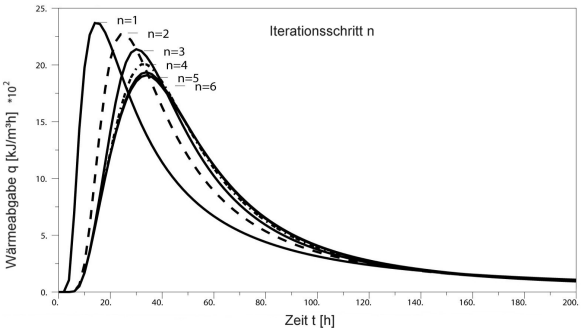


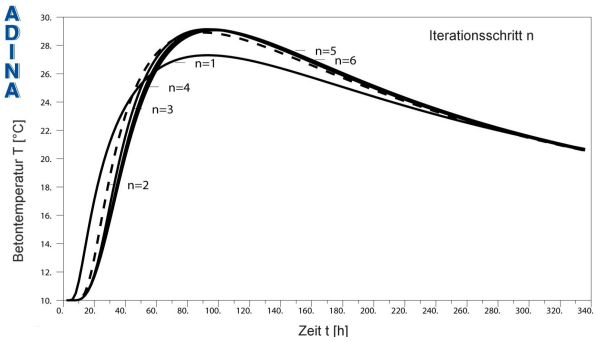
q und T im oberen Plattenbereich





q und T im inneren(mittleren) Plattenbereich





q und T im unteren Plattenbereich

Iterationsschritte von q(t) bei 10°C Anfangs- und Umgebungstemperatur

q im oberen Plattenbereich [kJ/m³h] in 2h-Intervallen

Schritt 1		Schritt 2		Schritt 3	
2	0.079519153938965	2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	105.19655790132	4	0.0364600511120167	4	0.035760574699869
6	694.151261247369	6	5.86779966547338	6	5.37888542201779
8	1437.87508741132	8	61.8407140679301	8	50.4468306772988
10	1975.81098151698	10	234.245271233635	10	169.136193428142
12	2264.39381458695	12	533.984057819481	12	353.635859342306
14	2369.30397386995	14	904.76249089603	14	578.792132982389
16	2359.7152142629	16	1269.593679594	16	823.009705872891
18	2285.20183990206	18	1572.39196772889	18	1068.74562069794
20	2177.24462132828	20	1789.45742539114	20	1299.33742472408
22	2054.76906690607	22	1921.56996156317	22	1499.47661245695
24	1928.75658916176	24	1981.99564403009	24	1657.93516937431
26	1805.34971708375	26	1987.66556232833	26	1769.55356266252
28	1687.7980719849	28	1954.48068131227	28	1835.10514436534
30	1577.64399043492	30	1895.50388659272	30	1859.65314315632
32	1475.43693930304	32	1820.67003312742	32	1850.51710046731
34	1381.16210586316	34	1737.16309352539	34	1815.55334233622
36	1294.49677012737	36	1649.98807961008	36	1762.05517065054
38	1214.9629435837	38	1562.5112350651	38	1696.21797298053
40	1142.01739922086	40	1476.92105346509	40	1622.97671312849
42	1075.10383743878	42	1394.57798181278	42	1546.0689727497
44	1013.68214325416	44	1316.25944204744	44	1468.22537781259
46	957.243820014091	46	1242.35068368446	46	1391.36160739708
48	905.319144100403	48	1172.98642852529	48	1316.75942225403
50	857.479435065064	50	1108.12589118465	50	1245.23500730916
52	813.336521364448	52	1047.62390467678	52	1177.26119698701
54	772.54067369142	54	991.275705324182	54	1113.07079873145
56	734.777778591332	56	938.839784388476	56	1052.72589066654
58	699.766215613517	58	890.062275877756	58	996.178446857677
60	667.253709326743	60	844.685250394414	60	943.307540472089
62	637.014308737362	62	802.46089512607	62	893.943931035963
64	608.845573568914	64	763.149143517028	64	847.895416019442
66	582.566002426103	66	726.520748168177	66	804.955295860932
68	558.012711390021	68	692.367243978515	68	764.916800222667
70	535.039356352413	70	660.49384339403	70	727.576346823847
72	513.514284148961	72	630.71714282934 3	72	692.73703531194
74	493.318893607709	74	602.873082696649	74	660.213802689329
76	474.346186287829	76	576.809270046326	76	629.830988599139
78	456.499486871102	78	552.38556122103	78	601.425741106409
80	439.691314208514	80	529.475949873594	80	574.847529574088
82	423.842385496858	82	507.96335305931	82	549.956267994454
84	408.880737707666	84	487.741203431772	84	526.623040972575
86	394.740952059351	86	468.713908287728	86	504.730494337711
88	381.363468925143	88	450.792121071157	88	484.169512185608
90	368.693982057562	90	433.893410356964	90	464.839779266297
92	356.682902363746	92	417.944768652691	92	446.650090971058
94	345.284882679421	94	402.877772258152	94	429.516449727966
96	334.458396066223	96	388.629636053169	96	413.362370092745
98	324.165361106014	98	375.145201990177	98	398.118193122807
100	314.370808497702	100	362.371081122288	100	383.718532886175
102	305.042583988757	102	350.25836291177	102	370.103740546203
104	296.151083306767	104	338.763180182032	104	357.220250646231
106	287.669015307194	106	327.845260186546	106	345.017417895211
108	279.571190032133	108	317.466806984782	108	333.448837832696
110	271.834328790631	110	307.592991326883	110	322.472894317015
112	264.436893732199	112	298.192586080563	112	312.050591506848
114	257.358934698756	114	289.236062928687	114	302.146131978718
116	250.581951412813	116	280.695398685838	116	292.725908182651
118	244.08876929665	118	272.545425539139	118	283.758965306095
120	237.863427423513	120	264.763617846274	120	275.217534233654
122	231.891077281391	122	257.327804929192	122	267.075987758155
124	226.157891186616	124	250.21791809963	124	259.309385495443
126	220.650979321104	126	243.414995454827	126	251.894586834111
128	215.358314486543	128	236.901097238426	128	244.810943174642
130	210.268663773233	130	230.661084823811	130	238.039847803193
132	205.371526432809	132	224.679527077878	132	231.563015635237
134	200.657077324277	134	218.942071435289	134	225.363226952721
136	196.116115373239	136	213.435354743228	136	219.425864293915
138	191.740016546114	138	208.147451018737	138	213.735573734907

Schritt 4		Schritt 5		Schritt 6	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37864400146919	6	5.37864400146919	6	5.37864400146919
8	50.4098592948922	8	50.4098592948922	8	50.4098592948922
10	168.425158414079	10	168.419369003944	10	168.419369003944
12	348.756927216433	12	348.669586081746	12	348.667631159312
14	560.787434673439	14	560.197352989559	14	560.178738591149
16	778.843723958547	16	776.433584012705	16	776.334181474775
18	987.388607554059	18	980.570168493976	18	980.16786558039
20	1178.14790032241	20	1163.43763857609	20	1162.22192820046
22	1346.3951501231	22	1320.6470616671	22	1317.81090511339
24	1488.62765005059	24	1450.53404736375	24	1445.11758517893
26	1601.93253451875	26	1552.86201087846	26	1544.0780190868
28	1684.37427983726	28	1628.098560865	28	1615.71359375134
30	1735.71219779521	30	1677.21388754351	30	1661.72752824324
32	1757.71923357379	32	1701.78960419557	32	1684.29502585916
34	1753.85311458107	34	1704.12548111438	34	1685.95909696981
36	1728.57267129368	36	1687.23367568993	36	1669.61737642843
38	1686.61525118068	38	1654.57195219078	38	1638.44321433295
40	1632.47978649923	40	1609.65533538422	40	1595.63940490888
42	1570.12847884465	42	1555.79305332971	42	1544.21590385909
44	1502.84040249337	44	1495.9109358984	44	1486.85686758529
46	1433.20067618693	46	1432.45474109356	46	1425.83382416762
48	1363.15559218102	48	1367.38517080368	48	1362.99927706403
50	1294.12704502103	50	1302.22408314132	50	1299.81189668033
52	1227.10098997111	52	1238.10017654966	52	1237.37498546356
54	1162.72097137511	54	1175.81326761524	54	1176.49241521312
56	1101.38566313397	56	1115.90309356403	56	1117.71802599929
58	1043.29621282817	58	1058.70851410747	58	1061.41979723361
60	988.521128233294	60	1004.41346048509	60	1007.81725866961
62	937.038037443056	62	953.088696881694	62	957.012377342405
64	888.758399789906	64	904.724086678728	64	909.021970042184
66	843.559335641794	66	859.255046399662	66	863.804283348627
68	801.281494856866	68	816.578547976764	68	821.280984145746
70	761.755573995483	70	776.567925412275	70	781.346126240341
72	724.81017285941	72	739.082487518676	72	743.873146139174
74	690.27256081894	74	703.969959984717	74	708.726572323706
76	657.979579692231	76	671.083479987756	76	675.770459170844
78	627.773874783162	78	640.278459158142	78	644.869048422773
80	599.503726112862	80	611.411698984713	80	615.887509668514
82	573.029212094391	82	584.352508335762	82	588.69661202399
84	548.218350960501	84	558.972844474671	84	563.175223074221
86	524.946041916998	86	535.151807479696	86	539.207185461701
88	503.100690020398	88	512.779977954219	88	516.684070574722
90	482.574713578373	90	491.751376661447	90	495.503776139278
92	463.271238176246	92	471.970220047121	92	475.571466566988
94	445.103035154057	94	453.347846768734	94	456.800236480308
96	427.987442164967	96	435.801144586627	96	439.107365825671
98	411.847249569871	98	419.254257623529	98	422.418204526736
100	396.61395600928	100	403.635990858027	100	406.664442980018
102	382.225116767012	102	388.883141213187	102	391.780717754297
104	368.620071516586	104	374.936181630773	104	377.706380766509
106	355.745179876737	106	361.738822615447	106	364.386843621857
108	343.551445194613	108	349.241367903761	108	351.772126945652
110	331.993120155982	110	337.396626519164	110	339.815553511233
112	321.027575179745	112	326.16056206738	112	328.473535946474
114	310.615649730135	114	315.494318128442	114	317.706048045162
116	300.722218242907	116	305.361530569698	116	307.476370054307
118	291.313523752593	118	295.727209356679	118	297.74926987934
120	282.359167070511	120	286.559945682008	120	288.493708470887
122	273.831249347931	122	277.830814462691	122	279.681216776668
124	265.702640413553	124	269.513144520587	124	271.284051906364
126	257.948967377198	126	261.581681466861	126	263.277324910532
128	250.548384680557	128	254.013054956325	128	255.636795162615
130	243.480069117033	130	246.785721898614	130	248.340576599818
132	236.724680577214	132	239.879687180267	132	241.369767526952
134	230.263790446058	134	233.276486326697	134	234.705027462776
136	224.080194105055	136	226.958931527581	136	228.328324363994
138	218.158597642673	138	220.910581824608	138	222.22415599574
140	212.484184263989	140	215.116580283852	140	216.377023796068
142	207.043693127709	142	209.563293839712	142	210.772401729589
144	201.824830394583	144	204.236812069111	144	205.397418225522
146	196.815566215618	146	199.125260072948	146	200.240005888406
148	192.004202496234	148	194.21713252222	148	195.288479624682
150	187.380711481167	150	189.502036845001	150	190.531807803446
152	182.93545318155	152	184.969988942581	152	185.960291317387
154	178.659136650661	154	180.611385890677	154	181.563868625774

Schritt 7		Schritt 8	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37864400146919	6	5.37864400146919
8	50.4098592948922	8	50.4098592948922
10	168.419369003944	10	168.419369003944
12	348.667631159312	12	348.667631159312
14	560.178738591149	14	560.178738591149
16	776.330778968408	16	776.330778968408
18	980.149345335252	18	980.145382711512
20	1162.14686992869	20	1162.1353839674
22	1317.56933070234	22	1317.55189417929
24	1444.53539827923	24	1444.48542275967
26	1542.92460124798	26	1542.80260505372
28	1613.76539533865	28	1613.53072160576
30	1658.86077472726	30	1658.45360544901
32	1680.54786725881	32	1679.93363445326
34	1681.53215178333	34	1680.71930217539
36	1664.80097418747	36	1663.8203920986
38	1633.52865973904	38	1632.42484906148
40	1590.87366304724	40	1589.707905538
42	1539.79684977377	42	1538.62287612731
44	1482.92269982879	44	1481.78613893719
46	1422.46773344319	46	1421.40163571045
48	1360.23248096328	48	1359.2658294071
50	1297.6363262126	50	1296.78878760672
52	1235.75739672331	52	1235.0369670381
54	1175.38528696105	54	1174.79246519442
56	1117.06967949688	56	1116.5990713302
58	1061.16975089823	58	1060.81503952825
60	1007.90555038145	60	1007.65751392842
62	957.383471607885	62	957.229069380713
64	909.62503883965	64	909.552736483368
66	864.595074149131	66	864.596936912375
68	822.221108343649	68	822.286444264062
70	782.398753652298	70	782.516746760443
72	745.009793337043	72	745.171397168591
74	709.925546103006	74	710.123209355822
76	677.010836095283	76	677.236733505164
78	646.132744848179	78	646.381815573168
80	617.161137579973	80	617.429169787035
82	589.970260466865	82	590.251082719865
84	564.439739648576	84	564.729474532602
86	540.455164227706	86	540.75180732178
88	517.909514710012	88	518.210234705363
90	496.702970518689	90	497.004263798298
92	476.741487694517	92	477.041490174147
94	457.937740055411	94	458.237004941631
96	440.21168362971	96	440.508731684205
98	423.488986535967	98	423.781538828195
100	407.700567415359	100	407.987670099521
102	392.781379413774	102	393.062208633146
104	378.671854813985	104	378.94663143398
106	365.319259392734	106	365.586507468487
108	352.671821862374	108	352.931846123724
110	340.682046750447	110	340.935293447789
112	329.307301075764	112	329.553252138799
114	318.508335120359	114	318.747431808812
116	308.24840753277	116	308.480241378213
118	298.492877205378	118	298.717146876592
120	289.209979411931	120	289.427072017997
122	280.369688938077	122	280.580738564015
124	271.945711408798	124	272.15039162811
126	263.913155810895	126	264.111129527051
128	256.248285008501	128	256.439933347573
130	248.929218510767	130	249.114895726845
132	241.936241368253	132	242.115099160734
134	235.250035316585	134	235.422341504207
136	228.852468103465	136	229.019837323821
138	222.728616105094	138	222.890213749459
140	216.86289708388	140	217.018376911801
142	211.240186512679	142	211.390994632931
144	205.848034033466	144	205.993967678916
146	200.674440846963	146	200.81512461467
148	195.707035308962	148	195.843301255034
150	190.934839808417	150	191.066913030236
152	186.34854027818	152	186.476163985133
154	181.938160724419	154	182.06149233266

q im mittleren Plattenbereich [kJ/m³h] in 2h-Intervallen

Schritt 1	
2	0.079519153938965
4	105.19655790132
6	694.151261247369
8	1437.87508741132
10	1975.81098151698
12	2264.39381458695
14	2369.30397386995
16	2359.7152142629
18	2285.20183990206
20	2177.24462132828
22	2054.76906690607
24	1928.75658916176
26	1805.34971708375
28	1687.7980719849
30	1577.64399043492
32	1475.43693930304
34	1381.16210586316
36	1294.49677012737
38	1214.9629435837
40	1142.01739922086
42	1075.10383743878
44	1013.68214325416
46	957.243820014091
48	905.319144100403
50	857.479435065064
52	813.336521364448
54	772.54067369142
56	734.777778591332
58	699.766215613517
60	667.253709326743
62	637.014308737362
64	608.845573568914
66	582.566002426103
68	558.012711390021
70	535.039356352413
72	513.514284148961
74	493.318893607709
76	474.346186287829
78	456.499486871102
80	439.691314208514
82	423.842385496858
84	408.880737707666
86	394.740952059351
88	381.363468925143
90	368.693982057562
92	356.682902363746
94	345.284882679421
96	334.458396066223
98	324.165361106014
100	314.370808497702
102	305.042583988757
104	296.151083306767
106	287.669015307194
108	279.571190032133
110	271.834328790631
112	264.436893732199
114	257.358934698756
116	250.581951412813
118	244.08876929665
120	237.863427423513
122	231.891077281391
124	226.157891186616
126	220.650979321104
128	215.358314486543
130	210.268663773233
132	205.371526432809
134	200.657077324277
136	196.116115373239
138	191.740016546114
140	187.520690895653
142	183.450543282081
144	179.522437416628
146	175.729662911614
148	172.065905054435

Schritt 2	
2	1.298678649571E-09
4	0.0366726921314116
6	6.03458097333241
8	66.6217974341253
10	268.958549442086
12	654.445698575368
14	1169.27735395483
16	1697.75055593587
18	2133.91117846671
20	2424.46680063802
22	2579.84178384769
24	2632.012350717
26	2606.34014607446
28	2526.8824088943
30	2413.30262117024
32	2280.49294940348
34	2139.11833628158
36	1996.45281795979
38	1857.2179309315
40	1724.2965183969
42	1599.29544096017
44	1482.95417482387
46	1375.44641438407
48	1276.58255802702
50	1185.95660047287
52	1103.0491468644
54	1027.28839247313
56	958.087494100812
58	894.871672834292
60	837.09604030019
62	784.255403686447
64	735.881343151741
66	691.543223976183
68	650.85546912072
70	613.468141368853
72	579.065558440059
74	547.364308940811
76	518.110969510193
78	491.076669186834
80	466.056578634806
82	442.868027910811
84	421.346027128005
86	401.343894582027
88	382.728501696542
90	365.378877076411
92	349.188625041972
94	334.061793357114
96	319.908973249026
98	306.651427884865
100	294.218392457727
102	282.54492401515
104	271.571920549529
106	261.245495613787
108	251.517503221284
110	242.343796698587
112	233.683329730741
114	225.499354052082
116	217.758906708665
118	210.430553026974
120	203.485654461691
122	196.898499064042
124	190.645553934894
126	184.704444474755
128	179.055063582675
130	173.678941313205
132	168.558718970597
134	163.678781541945
136	159.024026977732
138	154.580877313435
140	150.336786841898
142	146.279827589517
144	142.399591291457
146	138.685798736748
148	135.128919075914

Schritt 3	
2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869
6	5.37977072498839
8	50.5298085748603
10	170.492355103004
12	362.720401900564
14	614.193378855557
16	918.625928550639
18	1266.02704126548
20	1629.03236170913
22	1964.3233362967
24	2229.10398135065
26	2397.20117358066
28	2479.81136459425
30	2499.39533578694
32	2466.26998566677
34	2392.92093368892
36	2291.3273895571
38	2171.89160885014
40	2042.99375656985
42	1910.9855660968
44	1780.40051290235
46	1654.30640448821
48	1534.6206041238
50	1422.40647868737
52	1318.13114502476
54	1221.845349724
56	1133.33611395987
58	1052.22594814451
60	978.040528616131
62	910.268064946914
64	848.384119394606
66	791.875806531707
68	740.256494308429
70	693.072661378127
72	649.905725478791
74	610.369521358859
76	574.115709842779
78	540.830543867219
80	510.22853578907
82	482.054278009248
84	456.078131126311
86	432.094361132608
88	409.918393712036
90	389.38438541641
92	370.343846788568
94	352.663549885916
96	336.223711234255
98	320.915742708851
100	306.642964732725
102	293.318456210279
104	280.863299669121
106	269.205709354826
108	258.281354492051
110	248.032444576338
112	238.405426881639
114	229.352575461093
116	220.830320462341
118	212.798810906347
120	205.222407294722
122	198.067052163713
124	191.303104744265
126	184.903568247017
128	178.842268326112
130	173.096494128678
132	167.64474303601
134	162.467351445323
136	157.546991390316
138	152.866400490125
140	148.410399038479
142	144.165332251987
144	140.117682760424
146	136.255304005702
148	132.567565181366

Schritt 4		Schritt 5		Schritt 6	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37936829617772	6	5.37936829617772	6	5.37936829617772
8	50.4666905765861	8	50.4662198386257	8	50.4662198386257
10	169.203594353705	10	169.189571981898	10	169.189571981898
12	353.274721411989	12	353.078476799846	12	353.076499244878
14	576.83854736815	14	575.442562691973	14	575.406818913714
16	820.81066153923	16	814.797764977453	16	814.534569596024
18	1076.47187462936	18	1058.48593084641	18	1057.32514380119
20	1339.65052627844	20	1299.12258435667	20	1295.48460307731
22	1603.00432794008	22	1530.66032697557	22	1521.92354537126
24	1851.07692496485	24	1745.44706821601	24	1728.7417324218
26	2061.66030051183	26	1932.86243785989	26	1906.74768305509
28	2213.79695820695	28	2080.31996012278	28	2046.27503111847
30	2296.28587409313	30	2176.81407076469	30	2139.21523264533
32	2326.43000182892	32	2218.0028489294	32	2181.44099690806
34	2316.55732982452	34	2221.9805069406	34	2183.81297410703
36	2272.39957677338	36	2196.56126283356	36	2159.75385297855
38	2200.9547261044	38	2146.20513879088	38	2112.84861607387
40	2109.39512689231	40	2075.81013574903	40	2047.46895407223
42	2004.39836089063	42	1990.36350626641	42	1967.96374021616
44	1891.72204059535	44	1894.58424033573	44	1878.44539052645
46	1776.03197285939	46	1792.67836991741	46	1782.61779292335
48	1660.8897661749	48	1688.17925111299	48	1683.65758990976
50	1548.86051738939	50	1583.89513947172	50	1584.17325674223
52	1441.677788345	52	1481.94931150727	52	1486.20804086484
54	1340.41696465627	54	1383.85284080666	54	1391.27685595727
56	1245.64193579922	56	1290.60722705711	56	1300.43864402021
58	1157.55318818194	58	1202.80143561203	58	1214.37246536358
60	1076.09958675071	60	1120.71109044196	60	1133.45688710785
62	1001.05843296522	62	1044.38215700028	62	1057.84079808882
64	932.102366390369	64	973.69705357191	64	987.503775694252
66	868.843187755995	66	908.436349181698	66	922.303987304066
68	810.869021517977	68	848.309535482575	68	862.022190412064
70	757.761369018836	70	792.98800855969	70	806.388975573444
72	709.110749393477	72	742.129511975605	72	755.1049130059
74	664.52911200002	74	695.390379526016	74	707.86506618383
76	623.653293492624	76	652.435028821198	76	664.363157251859
78	586.144087696223	78	612.945666061434	78	624.302159069955
80	551.690471149365	80	576.623400691294	80	587.3986307572
82	520.009364126648	82	543.189534451671	82	553.386335616538
84	490.84462045413	84	512.387898325667	84	522.017089930405
86	463.962726215467	86	483.981810222161	86	493.061826227063
88	439.152851724218	88	457.758020271575	88	466.310776416346
90	416.225424146769	90	433.521652278372	90	441.57036699794
92	395.008977007759	92	411.095632130154	92	418.665821707756
94	375.349837542297	94	390.319042979822	94	397.437587678359
96	357.109281696596	96	371.047119886844	96	377.740034890767
98	340.162596947746	98	353.148688766271	98	359.441705211572
100	324.397444717779	100	336.504746993953	100	342.422341922383
102	309.711786415147	102	321.008527105629	102	326.574595991403
104	296.014031741229	104	306.562748500463	104	311.800460331395
106	283.221181264563	106	293.080495078004	106	298.010360632306
108	271.259013594058	108	280.481566077154	108	285.124123663924
110	260.060442720822	110	268.694167221634	110	273.068670189213
112	249.564174454057	112	257.653871129275	112	261.77727966951
114	239.714110101108	114	247.300637082566	114	251.189997020397
116	230.459794816884	116	237.580504662419	116	241.251802337631
118	221.756216467855	118	228.445349366297	118	231.91212900204
120	213.561765345484	120	219.85075251118	120	223.126327370112
122	205.837925145434	122	211.755660217404	122	214.853064696723
124	198.550267508722	124	204.123382602969	124	207.05403230202
126	191.667136476127	126	196.920221343708	126	199.694959589853
128	185.159772942899	128	190.115172628148	128	192.744303324096
130	179.001999762532	130	183.680452310073	130	186.172583725453
132	173.169199794866	132	177.58959033531	132	179.953769065075
134	167.639652555567	134	171.81922706795	134	174.063724354764
136	162.392777191167	136	166.348013829254	136	168.479677950115
138	157.409746596046	138	161.155012462097	138	163.181189239789
140	152.672978104717	140	156.222455236964	140	158.149542353966
142	148.16699647932	142	151.533361857846	142	153.3672402719
144	143.877246959648	144	147.071824997386	144	148.818228888222
146	139.789721610319	146	142.823857969982	146	144.487755298757
148	135.892130398191	148	138.775961151264	148	140.362242159855
150	132.172837214775	150	134.915701772287	150	136.428878129162
152	128.621097892272	152	131.231613414908	152	132.675563126499
154	125.227253611307	154	127.713106446941	154	129.09198887812

Schritt 7		Schritt 8	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37936829617772	6	5.37936829617772
8	50.4662198386257	8	50.4662198386257
10	169.189571981898	10	169.189571981898
12	353.076499244878	12	353.076499244878
14	575.404031100071	14	575.404031100071
16	814.521401397177	16	814.521401397177
18	1057.26815889717	18	1057.26397251779
20	1295.23318416951	20	1295.21638431133
22	1521.13829221573	22	1521.08150838078
24	1726.85414305988	24	1726.68076049917
26	1903.08294639668	26	1902.67856531589
28	2040.47755711946	28	2039.71892179283
30	2131.5916625227	30	2130.43466999579
32	2172.93637178415	32	2171.46189068405
34	2174.00380911218	34	2172.11980523403
36	2149.10265628919	36	2146.84643463439
38	2101.94689073987	38	2099.4067680309
40	2036.90759440994	40	2034.20217333375
42	1958.25815193505	42	1955.52094452156
44	1869.98464942971	44	1867.34376928121
46	1775.64076357766	46	1773.20498901315
48	1678.27021724027	48	1676.12108594122
50	1580.36863381486	50	1578.55428504021
52	1483.8859891383	52	1482.42855278287
54	1390.28032362622	54	1389.18275865715
56	1300.586565171	56	1299.83078815818
58	1215.4754142629	58	1215.03205065644
60	1135.32987559439	60	1135.16301926239
62	1060.31749387354	62	1060.38605369139
64	990.434857282531	64	990.703479718251
66	925.56246202626	66	925.995518238354
68	865.500640214512	68	866.063423634594
70	809.998442409975	70	810.662733665614
72	758.777899970165	72	759.517826386491
74	711.546808934358	74	712.338808452268
76	668.009248493735	76	668.837311511392
78	627.879111465891	78	628.730538118141
80	590.883927895883	80	591.745111710284
82	556.76141606538	82	557.623936630331
84	525.270838069818	84	526.127079610183
86	496.188834405447	86	497.030880363279
88	469.306160986962	88	470.129792347181
90	444.433280616493	90	445.235326493886
92	421.396765903743	92	422.175753573549
94	400.038057631024	94	400.792187035567
96	380.213809034488	96	380.941036236912
98	361.79279063545	98	362.493136440043
100	344.655567325944	100	345.329957313916
102	328.694701976008	102	329.342714796396
104	313.812705382587	104	314.433495690198
106	299.920354841101	106	300.51524457311
108	286.936508999139	108	287.506750111088
110	274.788407185752	110	275.334028566566
112	263.409541871299	112	263.931234100272
114	252.739561502361	114	253.238016153245
116	242.723079798518	116	243.19949485692
118	233.309685891941	118	233.765669426333
120	224.454360878339	120	224.890421728062
122	216.114974185317	122	216.532078117853
124	208.253855275514	124	208.652456996361
126	200.836394898083	126	201.217374151272
128	193.829913787569	128	194.194918230352
130	187.205958605407	130	187.55527190778
132	180.938194314415	132	181.272104468534
134	175.001458077324	134	175.321007554549
136	169.373545190193	136	169.679688739068
138	164.034139882497	138	164.327043298315
140	158.963591843098	140	159.243771307591
142	154.144255234279	142	154.412863586512
144	149.560265497822	144	149.818029221504
146	145.196712628266	146	145.443984462985
148	141.039876693967	148	141.276989817654
150	137.077114644866	150	137.304383973157
152	133.296176629231	152	133.51448294613
154	129.686338177406	154	129.895921241988

q im unteren Plattenbereich [kJ/m³h] in 2h-Intervallen

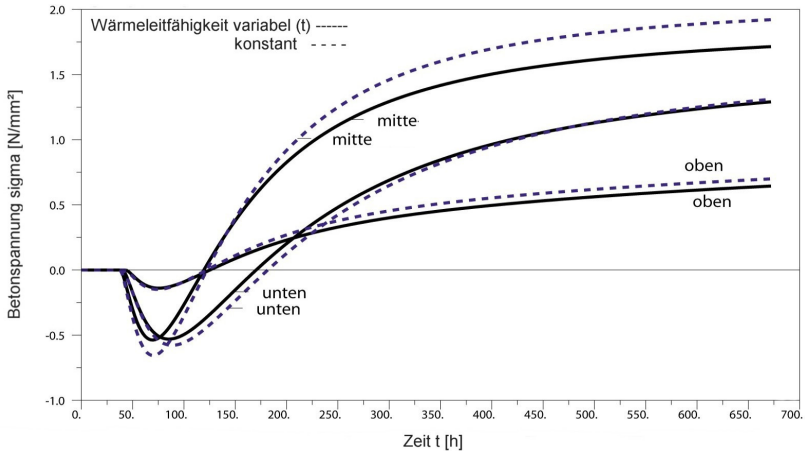
Schritt 1		Schritt 2		Schritt 3	
2	0.079519153938965	2	1.298678649571E-09	2	1.2985037788833E-09
4	105.19655790132	4	0.0365394098686284	4	0.035760574699869
6	694.151261247369	6	5.9283051106195	6	5.379207333226
8	1437.87508741132	8	63.5628403155144	8	50.4763894640213
10	1975.81098151698	10	246.690486596749	10	169.611135060005
12	2264.39381458695	12	577.242183534698	12	356.779558020929
14	2369.30397386995	14	1001.00014081269	14	590.926091941061
16	2359.7152142629	16	1429.63122087397	16	855.601111470673
18	2285.20183990206	18	1791.06297592295	18	1136.21243182459
20	2177.24462132828	20	2050.42066054422	20	1414.0132537313
22	2054.76906690607	22	2204.82980624543	22	1666.54853758488
24	1928.75658916176	24	2269.4483179981	24	1873.33336032646
26	1805.34971708375	26	2265.59416726258	26	2021.55237571007
28	1687.7980719849	28	2215.72457956035	28	2108.13780158966
30	1577.64399043492	30	2138.26266126154	30	2138.1970428852
32	1475.43693930304	32	2044.2505163961	32	2121.57834594186
34	1381.16210586316	34	1941.67891286429	34	2072.77075118822
36	1294.49677012737	36	1836.04736890702	36	2004.58609119614
38	1214.9629435837	38	1731.02859594721	38	1923.40071651048
40	1142.01739922086	40	1628.98240844483	40	1834.46894483914
42	1075.10383743878	42	1531.33863832419	42	1741.8090631978
44	1013.68214325416	44	1438.89455335568	44	1648.39587482833
46	957.243820014091	46	1352.01602087832	46	1556.34732621824
48	905.319144100403	48	1270.78306199738	48	1467.10544930291
50	857.479435065064	50	1195.09433239901	50	1381.61047615464
52	813.336521364448	52	1124.73454386751	52	1300.42216738388
54	772.54067369142	54	1059.42536672178	54	1223.82138739861
56	734.777778591332	56	998.853437944923	56	1151.89790727802
58	699.766215613517	58	942.693237110183	58	1084.60175702101
60	667.253709326743	60	890.620202014404	60	1021.79304866153
62	637.014308737362	62	842.322639150194	62	963.27793631405
64	608.845573568914	64	797.502295673653	64	908.824707087699
66	582.566002426103	66	755.880617073767	66	858.184793234776
68	558.012711390021	68	717.197753482782	68	811.107270584985
70	535.039356352413	70	681.2141921361	70	767.343798599633
72	513.514284148961	72	647.70991782587	72	726.651901989289
74	493.318893607709	74	616.483304118232	74	688.798492758361
76	474.346186287829	76	587.349869034077	76	653.567487824621
78	456.499486871102	78	560.139792004847	78	620.758044190429
80	439.691314208514	80	534.699230404085	80	590.179243362069
82	423.842385496858	82	510.888728916037	82	561.656785780615
84	408.880737707666	84	488.580731347149	84	535.029392209718
86	394.740952059351	86	467.658538334087	86	510.149193942243
88	381.363468925143	88	448.015337973515	88	486.880686766985
90	368.693982057562	90	429.55423110051	90	465.097757651043
92	356.682902363746	92	412.188075679758	92	444.6869908784
94	345.284882679421	94	395.834112924057	94	425.544414374344
96	334.458396066223	96	380.419674666231	96	407.572946961434
98	324.165361106014	98	365.876887527427	98	390.685369418496
100	314.370808497702	100	352.14313712243	100	374.80237219658
102	305.042583988757	102	339.162075741189	102	359.848674619827
104	296.151083306767	104	326.881489132137	104	345.75741425275
106	287.669015307194	106	315.254321483135	106	332.46765635905
108	279.571190032133	108	304.236116698157	108	319.922419283369
110	271.834328790631	110	293.786808496836	110	308.069087465185
112	264.436893732199	112	283.868380110483	112	296.85966801284
114	257.358934698756	114	274.445976817904	114	286.250928556358
116	250.581951412813	116	265.489324252437	116	276.202074518846
118	244.08876929665	118	256.968225688943	118	266.67520169462
120	237.863427423513	120	248.85546889089	120	257.636724599997
122	231.891077281391	122	241.127019791221	122	249.055234249493
124	226.157891186616	124	233.758585942686	124	240.901341008809
126	220.650979321104	126	226.728286858873	126	233.147528164831
128	215.358314486543	128	220.01687016045	128	225.768503848484
130	210.268663773233	130	213.606000038643	130	218.741934723018
132	205.371526432809	132	207.478217077523	132	212.045793505347
134	200.657077324277	134	201.616897741991	134	205.660230071275
136	196.116115373239	136	196.007072493062	136	199.567334532381
138	191.740016546114	138	190.635250855219	138	193.749244558674
140	187.520690895653	140	185.488453382338	140	188.190285736637
142	183.450543282081	142	180.554199708011	142	182.875918352134
144	179.522437416628	144	175.820881013681	144	177.791476368543
146	175.729662911614	146	171.278440899029	146	172.924525633346
148	172.065905054435	148	166.916362850651	148	168.263489248528

Schritt 4		Schritt 5		Schritt 6	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37888542201779	6	5.37888542201779	6	5.37888542201779
8	50.4303639894103	8	50.4303639894103	8	50.4303639894103
10	168.710009507993	10	168.701891008095	10	168.701891008095
12	350.410017627128	12	350.287238543868	12	350.285275307151
14	566.636494964418	14	565.799873044774	14	565.778362184725
16	794.024054230884	16	790.531976704423	16	790.39076568524
18	1019.31751502081	18	1009.16168906171	18	1008.54981176494
20	1235.63489626305	20	1213.15595639805	20	1211.2655538466
22	1437.83759814839	22	1397.68083308435	22	1393.16749220391
24	1619.60994987959	24	1559.45207167525	24	1550.71150376987
26	1773.16391915054	26	1695.52880750828	26	1681.30159086844
28	1891.01367972932	28	1802.92913754196	28	1783.00889249616
30	1968.40327803536	30	1879.10234295679	30	1854.65142376713
32	2004.77548194648	32	1922.83865766075	32	1896.05730237741
34	2003.59198143448	34	1935.027338176	34	1908.43321620979
36	1971.05739178346	36	1918.75571116948	36	1894.48956926602
38	1917.53474788075	38	1878.72855397031	38	1858.18587117597
40	1851.73625236014	40	1822.86443773704	40	1804.88154916907
42	1777.4091294648	42	1758.32322946487	42	1742.79850744934
44	1697.85853689314	44	1687.76489295652	44	1674.96482178894
46	1615.73445370387	46	1613.57342457071	46	1603.58801561029
48	1533.10601986453	48	1537.68515344239	48	1530.45917118364
50	1451.53065200744	50	1461.64256809642	50	1457.00943929858
52	1372.13293271274	52	1386.63670753923	52	1384.35735427265
54	1295.69268900689	54	1313.55182073655	54	1313.34561305557
56	1222.71242498921	56	1243.02774100588	56	1244.59342917416
58	1153.48462854662	58	1175.49287397636	58	1178.536240899
60	1088.14112715796	60	1111.20749578774	60	1115.45548558174
62	1026.69702876716	62	1050.31098910086	62	1055.50957801979
64	969.086713333607	64	992.841831888497	64	998.768189496237
66	915.183358519627	66	938.765094828436	66	945.228948771212
68	864.823459287146	68	887.993851977775	68	894.831656571829
70	817.824600978321	70	840.405643786052	70	847.479076378979
72	773.98843613991	72	795.854983020147	72	803.052413885685
74	733.11561509638	74	754.181164625517	74	761.414711026557
76	695.008719951075	76	715.220175171154	76	722.415435084657
78	659.474289709841	78	678.804490879216	78	685.904218265746
80	626.329400012525	80	644.767202792079	80	651.729448114454
82	595.399710062981	82	612.948766780827	82	619.740024083243
84	566.520298997358	84	583.19786588942	84	589.792815838953
86	539.537172380216	86	555.367184301414	86	561.749458249053
88	514.309157752218	88	529.319272571749	88	535.478523625582
90	490.704836251971	90	504.926236723166	90	510.857997508324
92	468.601137136072	92	482.068304443664	92	487.769661746918
94	447.884992808639	94	460.63457718453	94	466.103845268479
96	428.452529230288	96	440.520609936762	96	445.761744458299
98	410.209169836121	98	421.630986031246	98	426.649689960672
100	393.067045803011	100	403.878470288233	100	408.679186973164
102	376.946163875452	102	387.179960296079	102	391.76934282952
104	361.772069037898	104	371.46050782841	104	375.845345465156
106	347.475484352198	106	356.650879164598	106	360.838762818778
108	333.994802530279	108	342.687093382139	108	346.686191982964
110	321.273064067466	110	329.509993794488	110	333.328164335393
112	309.257572028823	112	317.064851745381	112	320.710991490205
114	297.898264356782	114	305.302305249152	114	308.783477266443
116	287.150726292938	116	294.175862562253	116	297.499449344065
118	276.974888181461	118	283.642367881976	118	286.816574891677
120	267.331667505271	120	273.662905964402	120	276.694210174015
122	258.18587836651	122	264.201188398841	122	267.096288854426
124	249.50525064164	124	255.223356882456	124	257.989094329918
126	241.260144964099	126	246.698331333417	126	249.341628477534
128	233.423299572896	128	238.597027025026	128	241.124315511788
130	225.968629343175	130	230.893206176833	130	233.309970454022
132	218.872619066873	132	223.56219777272	132	225.874058015712
134	212.113122238465	134	216.58173076762	134	218.793456273501
136	205.669272098778	136	209.929855556215	136	212.046368461272
138	199.523128960365	138	203.586792313895	138	205.613129826615
140	193.656788841563	140	197.534694636556	140	199.475544481845
142	188.053706330734	142	191.756192919561	142	193.615914701996
144	182.698969563874	144	186.235631241013	144	188.017879374117
146	177.578353280743	146	180.958097136032	146	182.666691295389
148	172.679040695954	148	175.909768930992	148	177.549046331369
150	167.988009105663	150	171.078193897396	150	172.651427132985
152	163.493909100719	152	166.451418649723	152	167.961301876577
154	159.186525658187	154	162.018326940077	154	163.467752988923

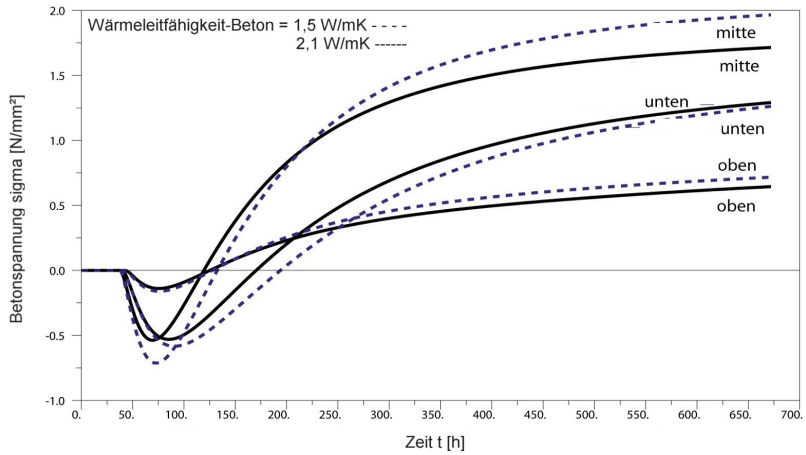
Schritt 7		Schritt 8	
2	1.2985037788833E-09	2	1.2985037788833E-09
4	0.035760574699869	4	0.035760574699869
6	5.37888542201779	6	5.37888542201779
8	50.4303639894103	8	50.4303639894103
10	168.701891008095	10	168.701891008095
12	350.285275307151	12	350.285275307151
14	565.778362184725	14	565.778362184725
16	790.38731449204	16	790.38731449204
18	1008.52285941778	18	1008.51881324475
20	1211.14715638623	20	1211.13091745483
22	1392.78582413119	22	1392.75565975102
24	1549.768298408	24	1549.69380068139
26	1679.41916098222	26	1679.22575882708
28	1779.84116639083	28	1779.4486617373
30	1850.06172699454	30	1849.39833391987
32	1890.23898721052	32	1889.27433071532
34	1901.83621050255	34	1900.60806065717
36	1887.66961564496	36	1886.27133771467
38	1851.67564988796	38	1850.20413227923
40	1798.72235596302	40	1797.21046752199
42	1736.87843643649	42	1735.30605127288
44	1669.45865261283	44	1667.87874055037
46	1598.64031425814	46	1597.09864313742
48	1526.16645806536	48	1524.70464088604
50	1453.42237361919	50	1452.08036595044
52	1381.49359175471	52	1380.29416134063
54	1311.18966108688	54	1310.15026739628
56	1243.10594432341	56	1242.23698646007
58	1177.6616454604	58	1176.96063670984
60	1115.12798592698	60	1114.58999817713
62	1055.66216616336	62	1055.27843964498
64	999.330636590005	64	999.08774889204
66	946.134371717285	66	946.017763817767
68	896.019119177601	68	896.015612180576
70	848.895213121392	70	848.989424966952
72	804.648984405377	72	804.82588624693
74	763.146684527383	74	763.393405335725
76	724.247067798002	76	724.552612794574
78	687.806012239272	78	688.158132348264
80	653.674413075057	80	654.062833356289
82	621.706091991132	82	622.124816821102
84	591.762033012391	84	592.203496230083
86	563.707290800678	86	564.16517547238
88	537.413277599519	88	537.882320506871
90	512.759262730107	90	513.235089396557
92	489.631224136493	92	490.109175973067
94	467.920897302921	94	468.399098847481
96	447.529704355545	96	448.005677524919
98	428.36599413803	98	428.835895308304
100	410.34203145127	100	410.804426379929
102	393.377546758669	102	393.831287049862
104	377.399034689659	104	377.844013365633
106	362.338351461165	106	362.77299685015
108	348.131579227848	108	348.555355040951
110	334.720242782624	110	335.132751220765
112	322.050778507134	112	322.451050137497
114	310.072075198808	114	310.461320980109
116	298.738662269074	116	299.116061080579
118	288.007545627363	118	288.37305416689
120	277.838702908898	120	278.192926613468
122	268.196582053898	122	268.538940200814
124	259.046770909206	124	259.377912569418
126	250.357674475115	126	250.67766640404
128	242.100243038133	128	242.409701580854
130	234.247730286477	130	234.546724548428
132	226.774988351823	132	227.063609644075
134	219.658837600694	134	219.938145651355
136	212.878344681297	136	213.147920412615
138	206.413238843984	138	206.673182235047
140	200.244361352713	140	200.495653016504
142	194.354863562417	142	194.597553197335
144	188.728704360599	144	188.963266031479
146	183.350612139092	146	183.577486910055
148	178.206823243621	148	178.425645338038
150	173.284545623035	150	173.49538059326
152	168.571141437038	152	168.774798979886
154	164.054881773805	154	164.251745089499

Anhang A3/3

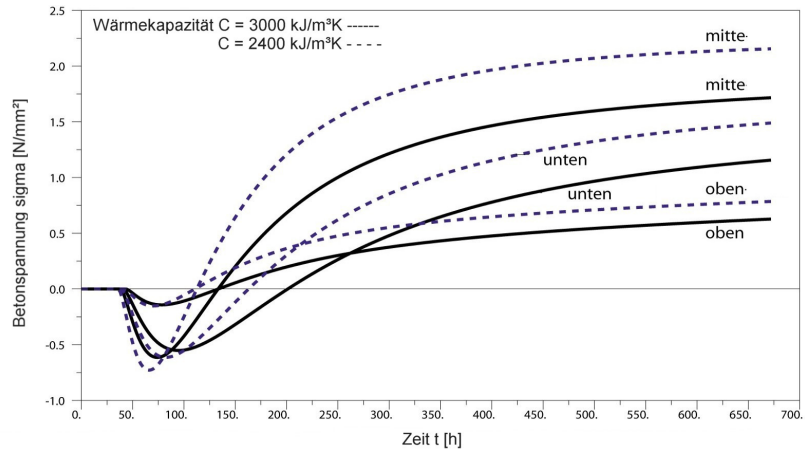
Einfluss der Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des jungen Betons auf die Spannungsentwicklung



Vergleich Spannungen bei Berücksichtigung der variablen Wärmeleitfähigkeit



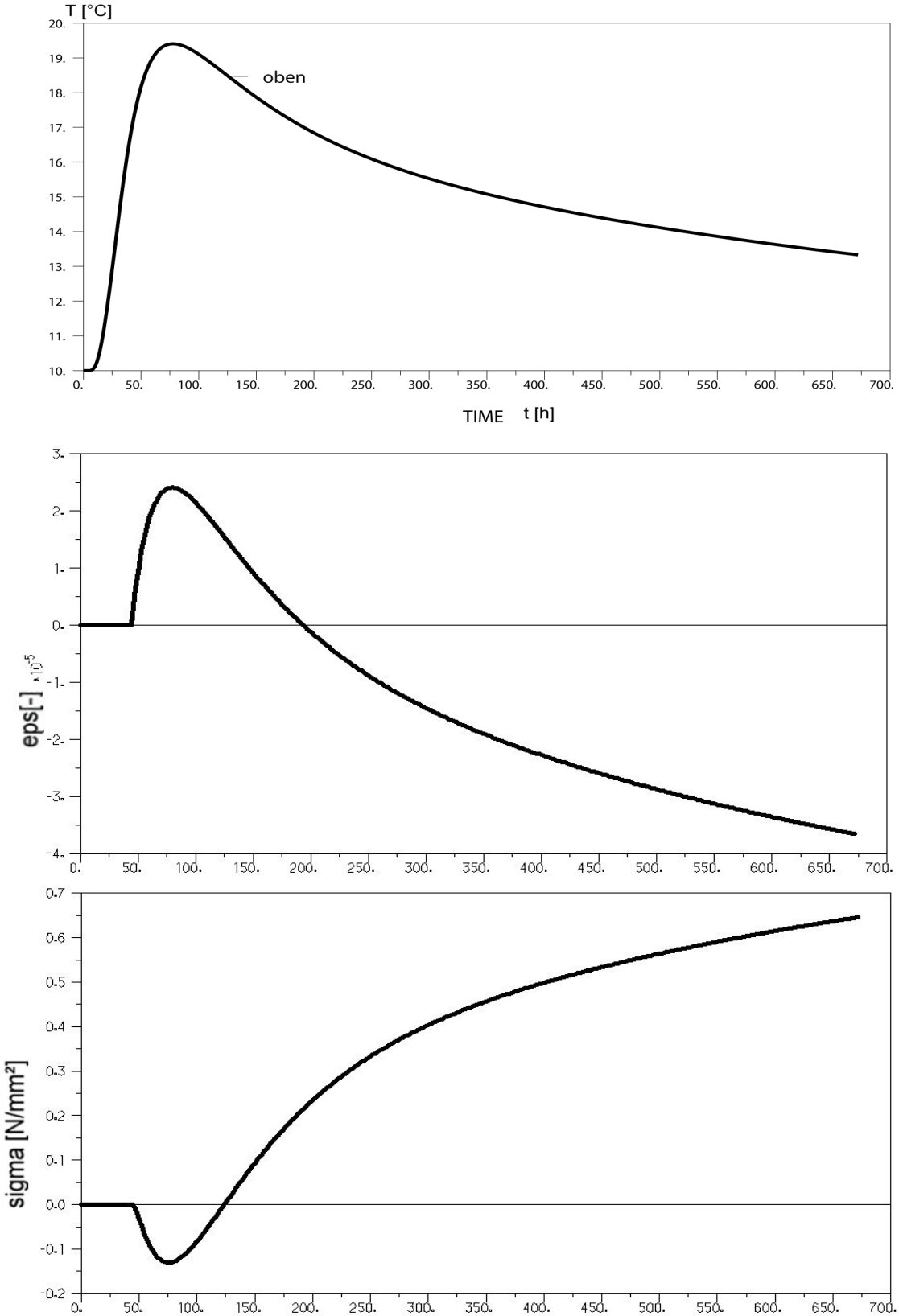
Vergleich Spannungen bei unterschiedlicher Wärmeleitfähigkeit des Betons



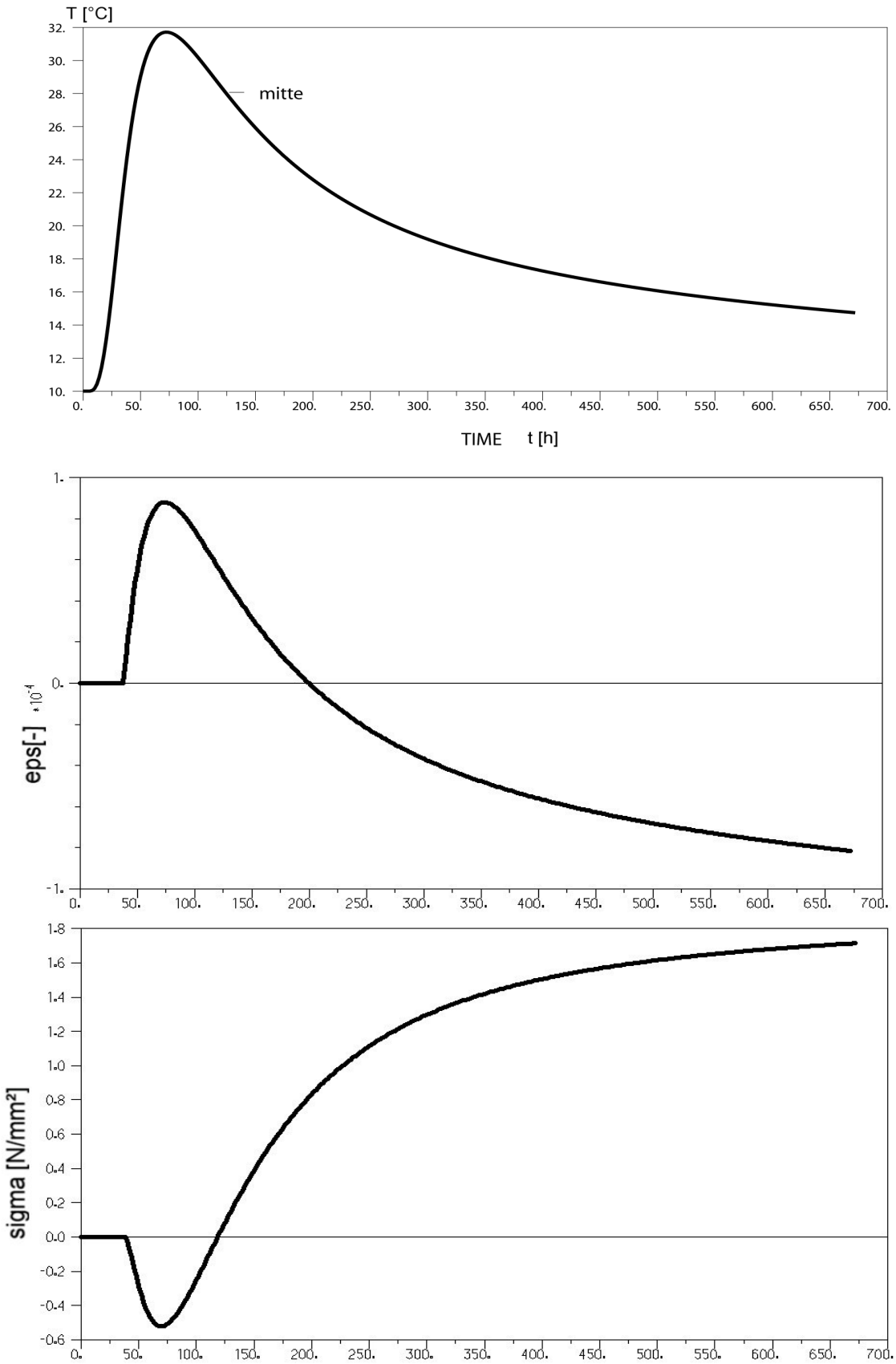
Vergleich Spannungen bei unterschiedlicher Wärmekapazität des Betons

Anhang A4/1

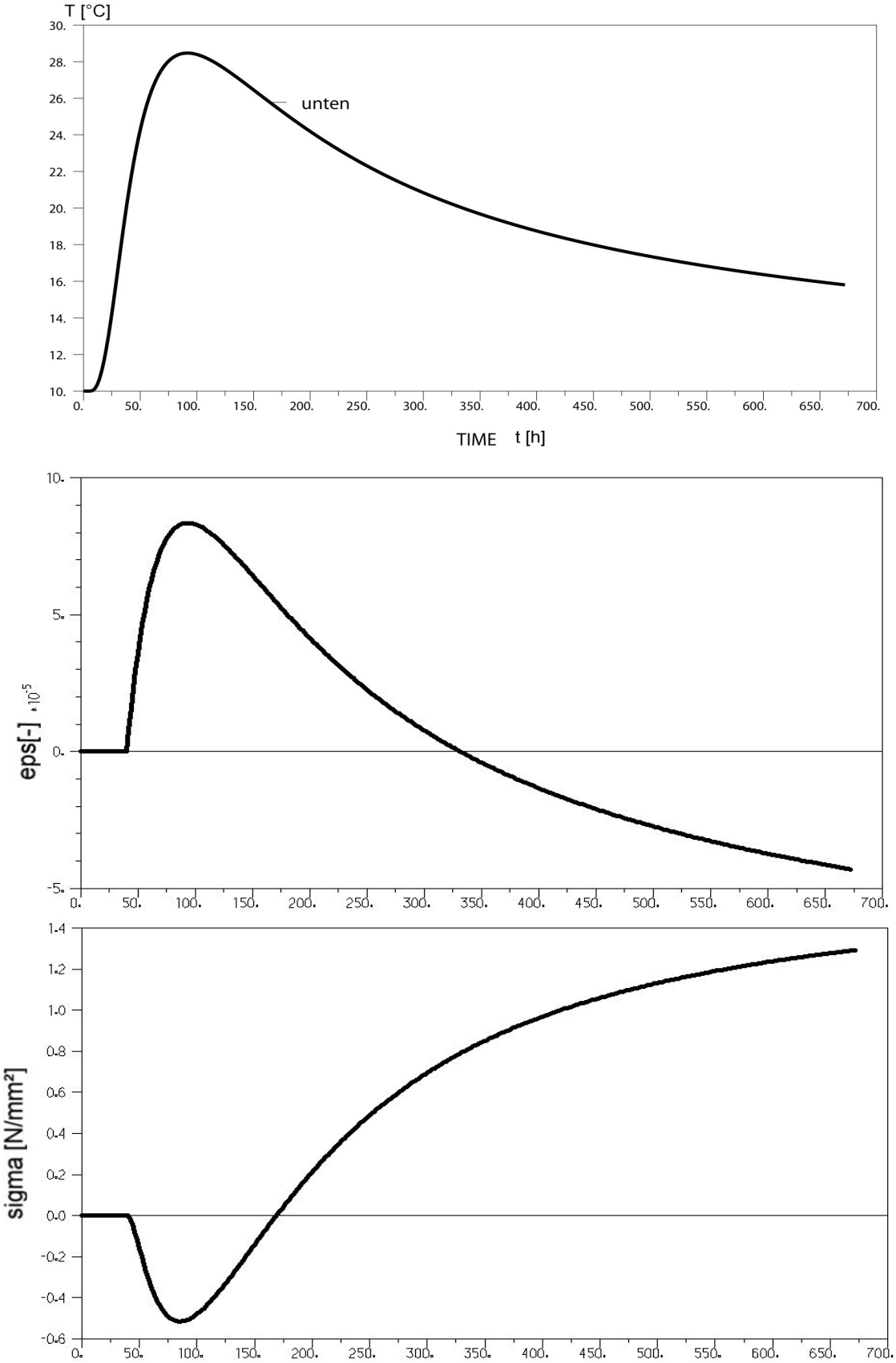
Zusammenhang zwischen Temperatur- , Dehnungs- und Spannungsverlauf



Temperatur/Dehnung/Spannung(oberer Plattenbereich)



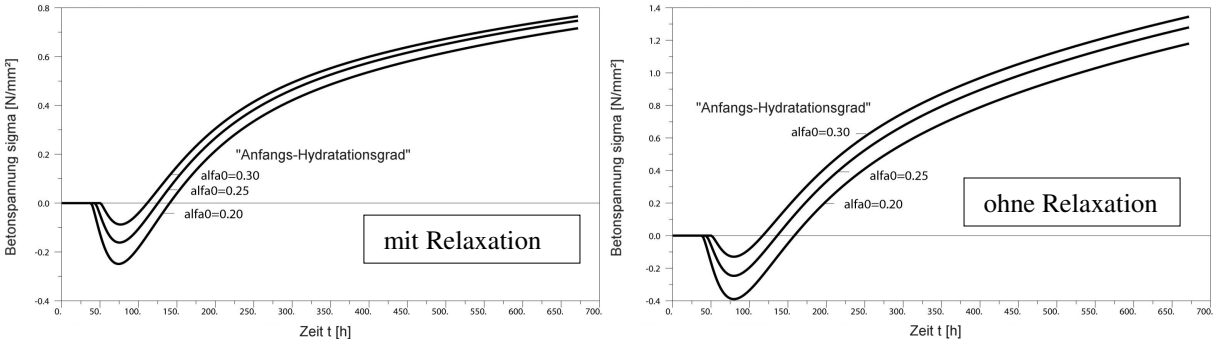
Temperatur/Dehnung/Spannung(mittlerer Plattenbereich)



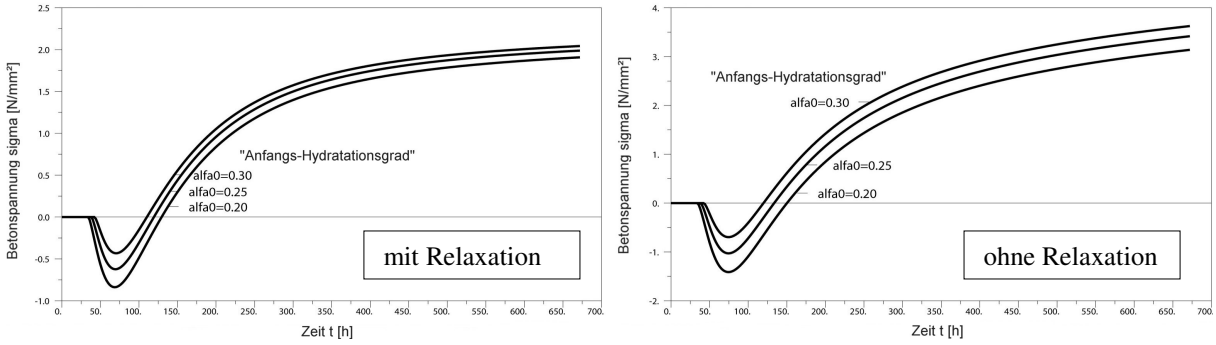
Temperatur/Dehnung/Spannung(unterer Plattenbereich)

Anhang A4/2

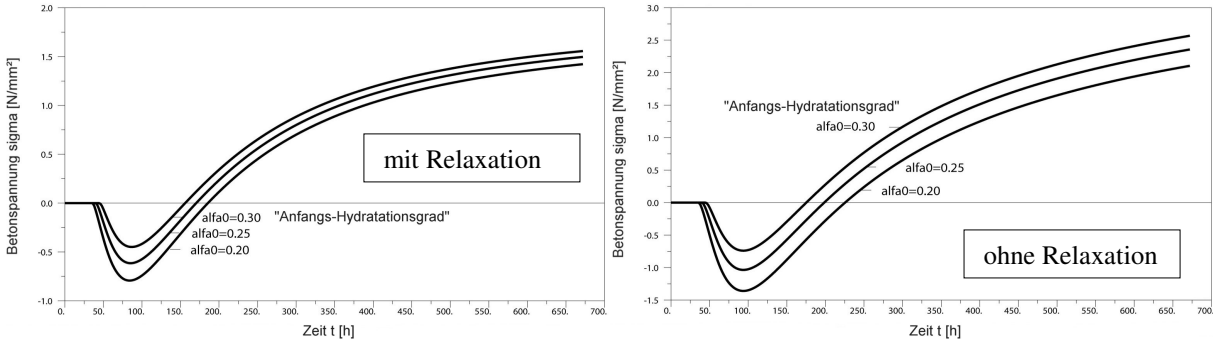
Auswirkung unterschiedlicher Anfangs-Hydratationsgrade α_0 auf die Spannungsentwicklung



Spannungsentwicklung im oberen Plattenbereich mit und ohne Relaxation



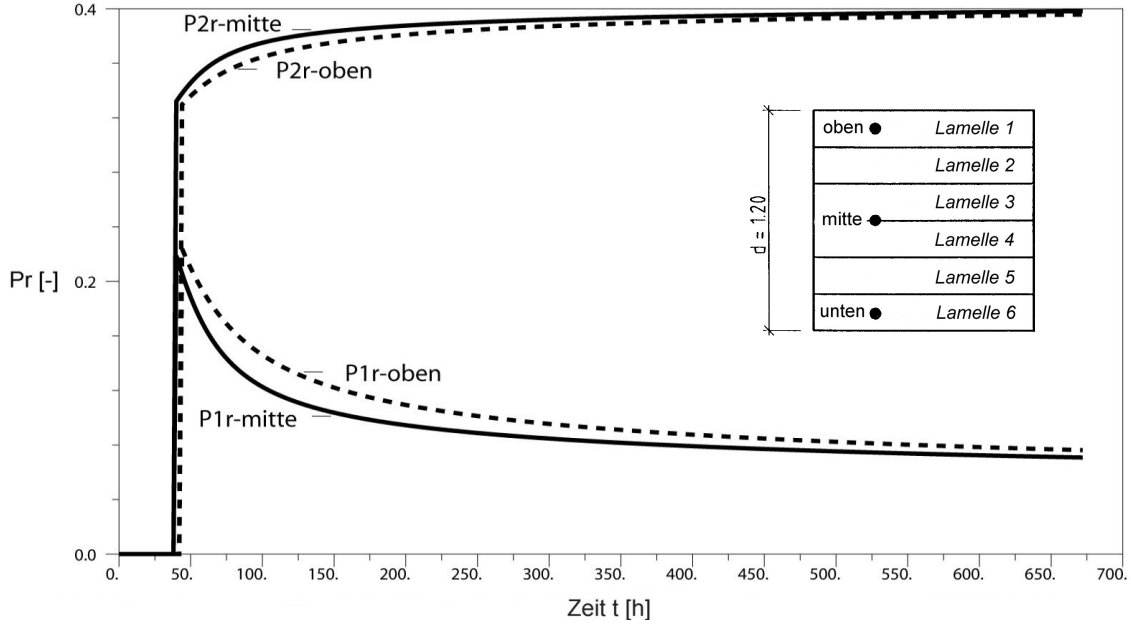
Spannungsentwicklung im inneren(mittleren) Plattenbereich mit und ohne Relaxation



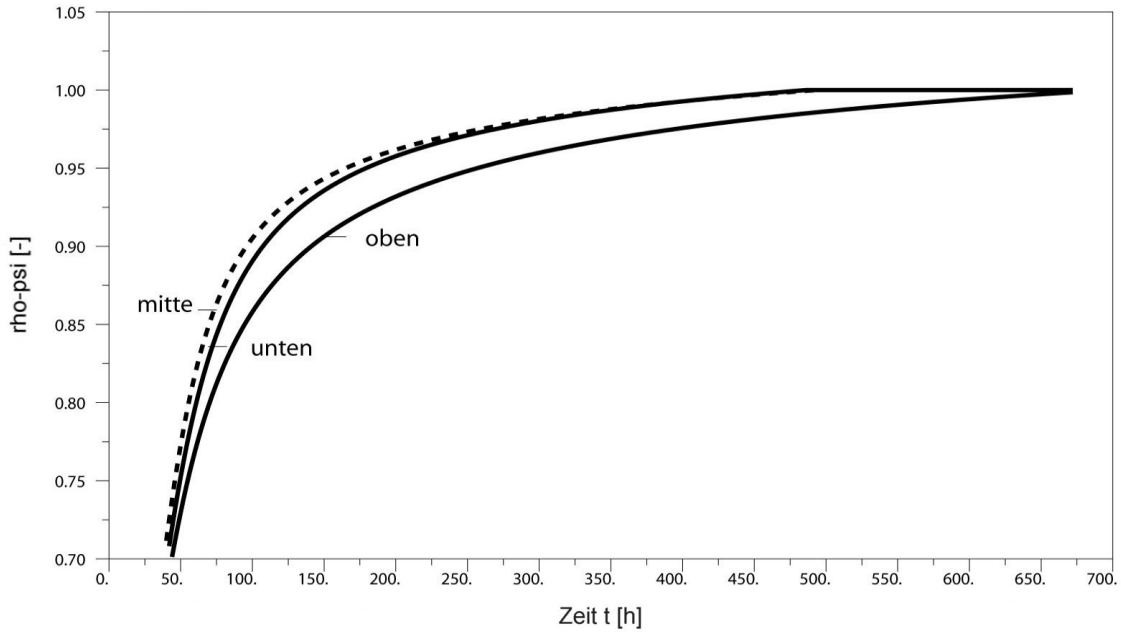
Spannungsentwicklung im unteren Plattenbereich mit und ohne Relaxation

Anhang A4/3

Relaxations-Parameter und Alterungsfunktion



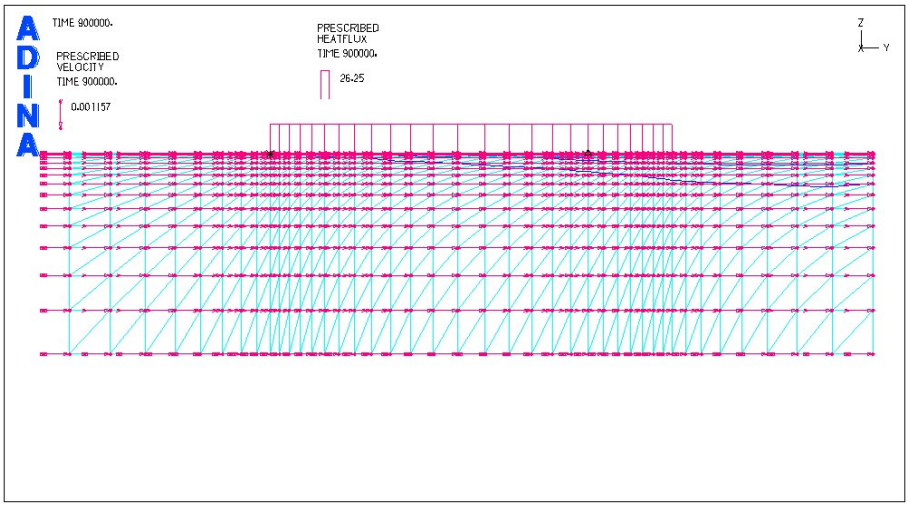
Zeitliche Entwicklung der Relaxations-Parameter P1r und P2r (Gl. 4.8)

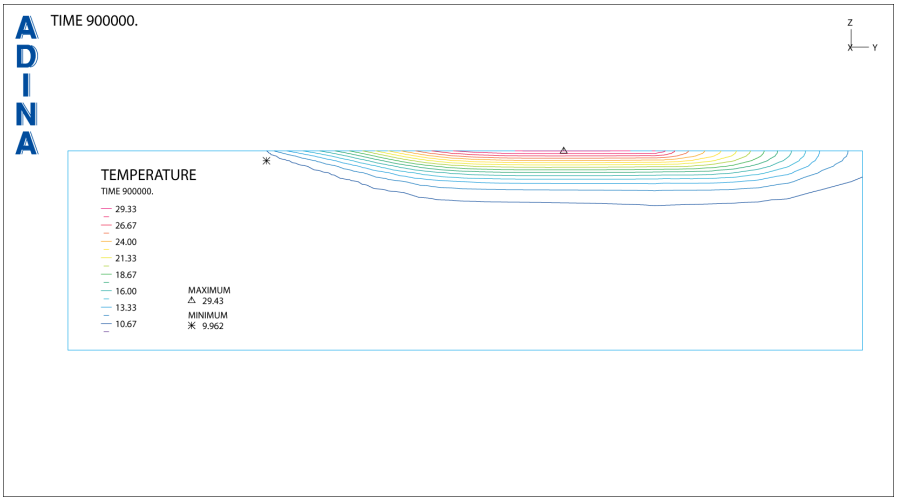


Zeitliche Entwicklung der Alterungsfunktion nach Trost (Gl. 4.11)

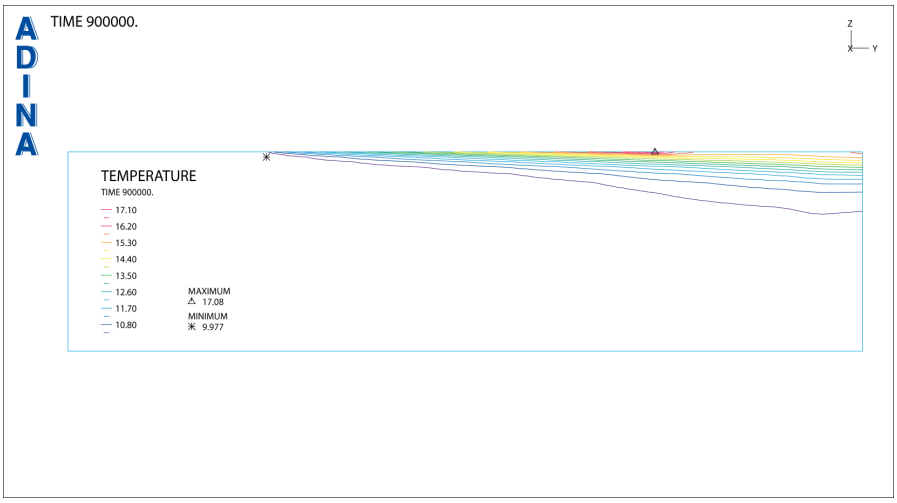
Anhang A5/1

2-dimensionales FEM-System zur instationären Grundwasserströmungs-Analyse bei unterschiedlichen Fliessgeschwindigkeiten

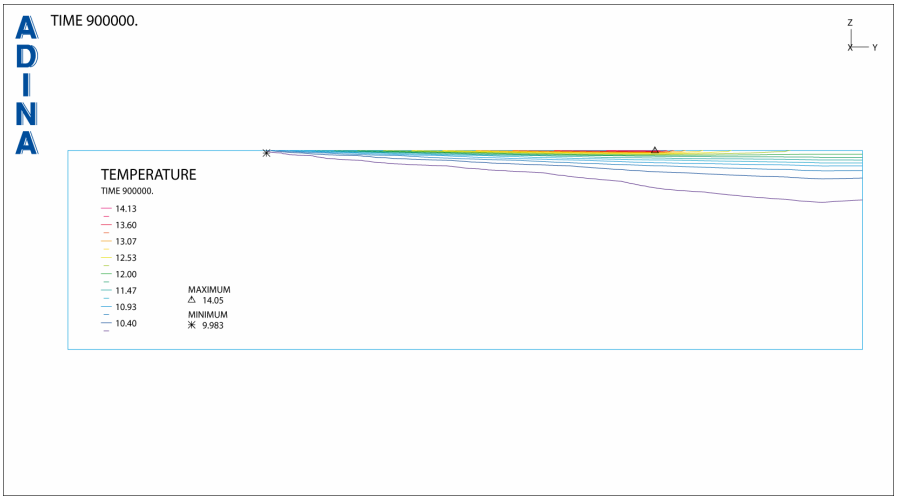




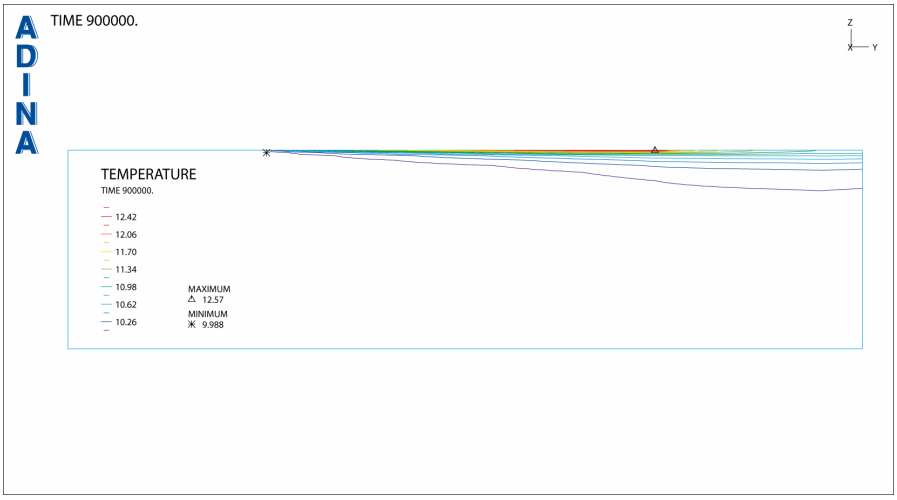
Temperatur-Isolinien bei 1m/d Grundwassergeschwindigkeit



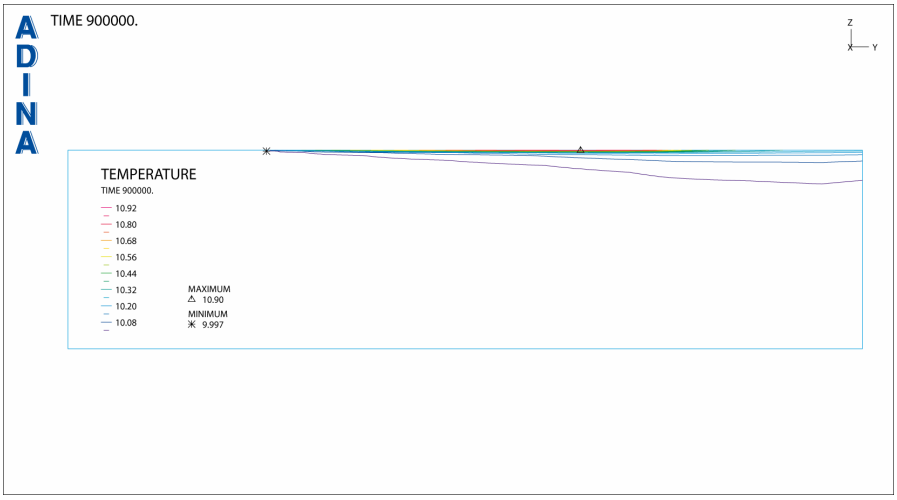
Temperatur-Isolinien bei 5m/d Grundwassergeschwindigkeit



Temperatur-Isolinien bei 10m/d Grundwassergeschwindigkeit



Temperatur-Isolinien bei 20m/d Grundwassergeschwindigkeit



Temperatur-Isolinien bei 100m/d Grundwassergeschwindigkeit

Anhang A5/2

Werte der Ersatzleitfähigkeiten gem. Abb. 5.39/5.40

v_{GW} = 5 m/d

t[s]	λ [W/mK]				
0	0.6				
3600	0.60638749689317	223200	2.7507710287348	442800	3.86753625394694
7200	0.814808267470916	226800	2.77326927923281	446400	3.90783162528376
10800	0.997439721234069	230400	2.79407240842941	450000	3.94973240093083
14400	1.168104954594	234000	2.81339275608285	453600	3.99318255132035
18000	1.30710484164339	237600	2.83127086326384	457200	4.0382496664121
21600	1.43188449351534	241200	2.84812287793814	460800	4.08499035872578
25200	1.53760277571529	244800	2.86390744604556	464400	4.13341455476726
28800	1.62930035971062	248400	2.87896212791721	468000	4.18364969430491
32400	1.71054046532746	252000	2.89332222449703	471600	4.23565289087777
36000	1.78359891773575	255600	2.9070680841571	475200	4.28954058361236
39600	1.64943531253959	259200	2.92036623688526	478800	4.34535079815083
43200	1.60118768813332	262800	2.93324051757662	482400	4.40309499098888
46800	1.61025224681124	266400	2.94570911242638	486000	4.46279416982108
50400	1.64905689627451	270000	2.95788065094968	489600	4.52458812790536
54000	1.69949246630894	273600	2.96981597014052	493200	4.58850439794293
57600	1.7547751928582	277200	2.98148238970398	496800	4.65451603141755
61200	1.80947805699615	280800	2.9930257861462	500400	4.72270521443776
64800	1.86239881313258	284400	3.00436726334723	504000	4.79315752140188
68400	1.91279543565295	288000	3.01556042994084	507600	4.86578945839495
72000	1.95996742706929	291600	3.02674804772237	511200	4.94081710426943
75600	2.00359545905139	295200	3.03780340883134	514800	5.01820234573812
79200	2.04441615829431	298800	3.04886487065493	518400	5.09805261789588
82800	2.08251371595041	302400	3.05998587405155	522000	5.18026530713126
86400	2.11792599932204	306000	3.07108214561194	525600	5.26507181114853
90000	2.15125807741924	309600	3.08229032825577	529200	5.35230283550995
93600	2.18230718583151	313200	3.0936150484706	532800	5.44211270818136
97200	2.21175674287473	316800	3.10506298839389	536400	5.5347019690181
100800	2.23922500060414	320400	3.11672578305407	540000	5.62987160946974
104400	2.26512168842237	324000	3.12856497767391	543600	5.72771372092025
108000	2.28976903478034	327600	3.14066924232916	547200	5.82836738777392
111600	2.31314789151058	331200	3.15304709441154	550800	5.93191242314583
115200	2.33524161191208	334800	3.16574469904745	554400	6.03830885113714
118800	2.35630985500136	338400	3.17876858955521	558000	6.14758158608798
122400	2.37645663435821	342000	3.1921677159484	561600	6.25975228634414
126000	2.3956385029532	345600	3.20603331133385	565200	6.37512102469861
129600	2.41394503997537	349200	3.22033102450197	568800	6.4934330241328
133200	2.43156490444113	352800	3.23506628436881	572400	6.61499396168387
136800	2.44834080889412	356400	3.25033461925742	576000	6.73971839052035
140400	2.4644451009166	360000	3.26618760691417	579600	6.86784840255721
144000	2.48003634182909	363600	3.28263568291805	583200	6.99917408038051
147600	2.49495881350903	367200	3.29973222628762	586800	7.13405966598072
151200	2.50945008456605	370800	3.31744416510913	590400	7.27240491103564
154800	2.52336062491914	374400	3.33587213828834	594000	7.41421772041275
158400	2.5368210734251	378000	3.35503070181008	597600	7.55985181005621
162000	2.5497803640013	381600	3.37488954375778	601200	7.70932756335223
165600	2.56227438383065	385200	3.39564231569667	604800	7.86256401095539
169200	2.57441470667482	388800	3.41721558911065	608400	8.01970325465419
172800	2.58614641873727	392400	3.43967554497746	612000	8.18109112387727
176400	2.59764336487095	396000	3.46304384669691	615600	8.34654512187527
180000	2.60863665646231	399600	3.48733948642213	619200	8.51631988894685
183600	2.61943329364017	403200	3.51263450627807	622800	8.69052632774978
187200	2.62984462490756	406800	3.53890794326811	626400	8.86944803776318
190800	2.63996045512823	410400	3.56632348644659	630000	9.05298512509538
194400	2.6498598702145	414000	3.59482053623326	633600	9.24137097861939
198000	2.65949394631591	417600	3.62447572186243	637200	9.43497308371126
201600	2.66887729432206	421200	3.65532951382951	640800	9.63356326754033
205200	2.67802435319896	424800	3.68735913025549	644400	9.83777822065873
208800	2.68700354040568	428400	3.72070945668148	648000	10.0473820116596
212400	2.69565973571941	432000	3.75531631954128	651600	10.2629834979703
216000	2.70417102502455	435600	3.79132624944694	655200	10.4846214351683
219600	2.72705522746566	439200	3.82868353360799	658800	10.7121897100572

662400	10.9464968027652
666000	11.1873697187078
669600	11.4353084850718
673200	11.6905093853786
676800	11.9532315694396
680400	12.2238365510697
684000	12.5027759547886
687600	12.7902977416671
691200	13.0866122270391
694800	13.3924040728067
698400	13.7076584806102
702000	14.0337555762387
705600	14.3700464443889
709200	14.7175136475904
712800	15.0770442838949
716400	15.4484927762344
720000	15.8331874333924
723600	16.2026537189873
727200	16.572741697406
730800	16.94702475236
734400	17.3270136694889
738000	17.7128739557348
741600	18.1055494470779
745200	18.505149803795
748800	18.9120654016748
752400	19.3264888322115
756000	19.7481029531153
759600	20.1773660094388
763200	20.6151102701214
766800	21.0604679104753
770400	21.5142903895193
774000	21.9762886676087
777600	22.4467774668808
781200	22.9264143042008
784800	23.4145581347748
788400	23.9115646055565
792000	24.4177583786539
795600	24.9332292158382
799200	25.4587679071105
802800	25.992861972658
806400	26.5374326957958
810000	27.0918316975333
813600	27.6552131396453
817200	28.2296848654519
820800	28.8149619448342
824400	29.409215415618
828000	30.0148668195575
831600	30.6308430880997
835200	31.2579204377436
838800	31.896399865312
842400	32.5449929908956
846000	33.2045562180522
849600	33.8757818077125
853200	34.5582444341208
856800	35.2529216645194
860400	35.9576111238024
864000	36.6753055307704
867600	37.4047728944578
871200	38.1454739993045
874800	38.8993112836659
878400	39.6643515754687
882000	40.441068271374
885600	41.2297890509092
889200	42.0316562834958
892800	42.8461004610438
896400	43.6720300970684
900000	44.5115157870132

v_{GW} = 10 m/d

0	0.7
3600	0.711385491186043
7200	0.943239979171587
10800	1.14555575545577
14400	1.32947470103507
18000	1.48171144324858
21600	1.61990271265723
25200	1.73612589574758
28800	1.83652476934473
32400	1.92526211268352
36000	2.00498554479218
39600	1.86030893302638
43200	1.80790917027722
46800	1.81873912395308
50400	1.86147265076641
54000	1.91765640143262
57600	1.97883340429576
61200	2.03945662538645
64800	2.09833596430265
68400	2.15470171466324
72000	2.2078371689854
75600	2.25771162273185
79200	2.30445086304659
82800	2.3489673997817
86400	2.39024721559475
90000	2.42989269511167
93600	2.46677034517322
97200	2.50225126494011
100800	2.53589525376585
104400	2.5677404973186
108000	2.5983240927461
111600	2.62777097178978
115200	2.65588493014785
118800	2.68294528626132
122400	2.70918819063116
126000	2.73441776646337
129600	2.75897902549882
133200	2.78280181737742
136800	2.80617829492755
140400	2.8288016069797
144000	2.85116074637879
147600	2.87316274812042
151200	2.89492556821223
154800	2.91636347042193
158400	2.93777421767176
162000	2.95914869909311
165600	2.98039161823575
169200	3.00184228987551
172800	3.0233984603741
176400	3.04519664309321
180000	3.06729813324158
183600	3.08966759423797
187200	3.11236051842042
190800	3.13548996193647
194400	3.15916720777297
198000	3.18327983355802
201600	3.20794148389115
205200	3.23310981559572
208800	3.25894927571592
212400	3.28530272792397
216000	3.31225792076829
219600	3.35904384643296
223200	3.40896843771103
226800	3.45936766474434
230400	3.5095889777055
234000	3.559900942829
237600	3.61041324727199
241200	3.66146134121391
244800	3.71316327529755
248400	3.76580794824978
252000	3.81950550774095
255600	3.87431844185729
259200	3.93054750691236
262800	3.98814410604421
266400	4.04723526021433
270000	4.10801430609939
273600	4.17049394436704
277200	4.23476458170838
280800	4.3010228694972
284400	4.36924794188975
288000	4.43959477024072
291600	4.51215014336923
295200	4.58704384110766
298800	4.66442979019114
302400	4.74437434294326
306000	4.82685446646722
309600	4.9122035048238
313200	5.00056673850915
316800	5.0917885226188
320400	5.18624458543595
324000	5.28386430703073
327600	5.38502656819786
331200	5.4895113632571
334800	5.59764330428506
338400	5.7094447188353
342000	5.82490986888633
345600	5.94438647833696
349200	6.06773098810974
352800	6.19492724642152
356400	6.32615637613792
360000	6.46150046548304
363600	6.60096208607841
367200	6.74438759292053
370800	6.89197824926856
374400	7.04355300349757
378000	7.19918199271512
381600	7.3588077765946
385200	7.5225277453043
388800	7.69025954078706
392400	7.86190130897013
396000	8.03747001489576
399600	8.21677913463697
403200	8.40010724628482
406800	8.58714622131862
410400	8.77805285301043
414000	8.97284890383117
417600	9.17142549232474
421200	9.37361254283601
424800	9.57988558651254
428400	9.7898948024114
432000	10.0036516443944
435600	10.2216197310083
439200	10.4431294793179
442800	10.6689589617321
446400	10.8988069208997
450000	11.1327572053322
453600	11.3710203652618
457200	11.6135671823255
460800	11.8603865957967
464400	12.1118021035448
468000	12.3676744910065
471600	12.6280936713337
475200	12.8936917619385
478800	13.1640511440856
482400	13.4394166840205
486000	13.7199002039764
489600	14.0057682411075
493200	14.2971494751089
496800	14.5943285264848
500400	14.8969859315304
504000	15.2060542054851
507600	15.5207140627503
511200	15.8421120344491
514800	16.1697365262029
518400	16.5044648169776
522000	16.8455777076771
525600	17.1943654754068
529200	17.5498961798557
532800	17.9135339257478
536400	18.2851171940749
540000	18.6642457975742
543600	19.0522125611405
547200	19.4481800307232
550800	19.8537342884611
554400	20.2684993891384
558000	20.6922602336505
561600	21.1263080060233
565200	21.5701663946781
568800	22.0249915272102
572400	22.4908500812261
576000	22.9675314279665
579600	23.4565762865897

583200	23.9572058343062
586800	24.4710698508728
590400	24.998014149509
594000	25.5378271054895
597600	26.0926242793976
601200	26.6615561684055
604800	27.2463145089854
608400	27.8467663043744
612000	28.4633339258145
615600	29.0976225933304
619200	29.7489973959268
622800	30.4201857434993
626400	31.1104634958103
630000	31.8203668022235
633600	32.5522523141659
637200	33.3050969118411
640800	34.0821917324527
644400	34.8832001646284
648000	35.7084550628114
651600	36.5612857631637
655200	37.4406302120836
658800	38.3496868281918
662400	39.2890653965218
666000	40.25887414545
669600	41.2632536284382
673200	42.3015880095152
676800	43.3774753984664
680400	44.4923407773295
684000	45.6460616093215
687600	46.8444076440054
691200	48.0858254009786
694800	49.3760985931668
698400	50.71668679957
702000	52.1084101997767
705600	53.5574606578654
709200	55.0636020327152
712800	56.6344194119663
716400	58.2715511472388
720000	59.9765359275104
723600	61.5481223879113
727200	63.0794954561903
730800	64.5992884215701
734400	66.1149436111866
738000	67.6347570013409
741600	69.1547844218653
745200	70.682922395467
748800	72.2136049406241
752400	73.7512534107908
756000	75.2961181572156
759600	76.8495647359213
763200	78.4104332351278
766800	79.9777413705859
770400	81.5485094255881
774000	83.1274427961316
777600	84.7158908257017
781200	86.3040060369063
784800	87.9023525296668
788400	89.5040910130908
792000	91.1084734134595
795600	92.7160017029814
799200	94.3249350041904
802800	95.9383337756399
806400	97.5508441497333
810000	99.1632487091516
813600	100.773791685822
817200	102.387288370217
820800	103.995492106159
824400	105.602076689526
828000	107.209841282719
831600	108.808285341364
835200	110.403276063797
838800	111.997414147247
842400	113.585041695226
846000	115.173784198894
849600	116.754430453475
853200	118.330498757795
856800	119.910411807089
860400	121.483238643819
864000	123.056137693089
867600	124.635303003006
871200	126.211081930033
874800	127.791423972632
878400	129.37396076283
882000	130.967336009418
885600	132.575804980042
889200	134.186469267067
892800	135.813295772699
896400	137.449582453366
900000	139.108503704927

v_{GW} = 20 m/d

0	0.75
3600	0.806637620009327
7200	1.08965892195751
10800	1.32327114821119
14400	1.5383048789097
18000	1.71588358459222
21600	1.88073479752278
25200	2.02016937574836
28800	2.14444432523668
32400	2.25491858371117
36000	2.35713072667366
39600	2.18617368486087
43200	2.12483779417985
46800	2.13928702950162
50400	2.19158288352258
54000	2.26148724688418
57600	2.33833636060666
61200	2.41621048193238
64800	2.49348744248817
68400	2.56945421401256
72000	2.64260968664412
75600	2.71280384332062
79200	2.78104629218799
82800	2.84780648939877
86400	2.91201589153205
90000	2.97565742378009
93600	3.03769073399734
97200	3.09977620694573
100800	3.16115878361694
104400	3.22280107782921
108000	3.28486817412732
111600	3.34770572115011
115200	3.41143345029515
118800	3.47617008531182
122400	3.54237174895252
126000	3.60993624632284
129600	3.67912556155098
133200	3.74966346367762
136800	3.82199218301575
140400	3.8955513048246
144000	3.97090872147922
147600	4.04754608453616
151200	4.12572953080325
154800	4.20530104055985
158400	4.28607056847187
162000	4.36818918091049
165600	4.45136259188794
169200	4.53569716008115
172800	4.62097695516575
176400	4.70742766948538
180000	4.79470639138046
183600	4.88278934055713
187200	4.97160657504482
190800	5.06141206714426
194400	5.1518322034808
198000	5.24301546507427
201600	5.33490433145124
205200	5.42734533826038
208800	5.52048526556324
212400	5.61404527123279
216000	5.70836783437765
219600	5.85047153860923
223200	6.00553124260248
226800	6.16741489738365
230400	6.33425421388409
234000	6.50632032668067
237600	6.68353922984246
241200	6.86661160411001
244800	7.05539257690192
248400	7.25083963621698
252000	7.45330356402162
255600	7.66295799564104
259200	7.88049305319046
262800	8.10624569852049
266400	8.340238984353
270000	8.58317712564539
273600	8.83500013149563
277200	9.09586469406945
280800	9.36625819936917
284400	9.64543741158612
288000	9.93375149421536
291600	10.2308745481316
295200	10.5364516783512
298800	10.8503313671932
302400	11.1722343939934
306000	11.5014388229183
309600	11.8381580467067
313200	12.1817580260832
316800	12.5319041857132
320400	12.8882069626117
324000	13.25079345105
327600	13.6196443044126
331200	13.9940649491058
334800	14.3740901875963
338400	14.7600950230205
342000	15.151605829747
345600	15.5489816184596
349200	15.952077619532
352800	16.3610978498025
356400	16.7754561578964
360000	17.1965588265785
363600	17.6232170861592
367200	18.0560501669791
370800	18.4955447899101
374400	18.9410404694544
378000	19.393506609346
381600	19.8525334465714
385200	20.3180888471118
388800	20.7912567978063
392400	21.2716134363512
396000	21.7586741718798
399600	22.2538563616462
403200	22.7567088264911
406800	23.2667154785296
410400	23.7856780579648
414000	24.3128777318975
417600	24.8480252964806
421200	25.3923068911902
424800	25.9457385642449
428400	26.5074793304113
432000	27.0793891867695
435600	27.6609316140581
439200	28.2514903794981
442800	28.8531005267432
446400	29.4651961493073
450000	30.0871258133481
453600	30.7211163250096
457200	31.3662517703432
460800	32.0221531369539
464400	32.6909241425424
468000	33.3719205514339
471600	34.0654177834053
475200	34.7713592042032
478800	35.4914277605751
482400	36.2252780998418
486000	36.972108117775
489600	37.7349015019048
493200	38.5129363552968
496800	39.3049743316361
500400	40.1142645501813

504000	40.9404459298555
507600	41.7817950185949
511200	42.6422848248233
514800	43.5211119414701
518400	44.4173331651267
522000	45.3339555936517
525600	46.2710286949871
529200	47.2266182517091
532800	48.2054698238754
536400	49.2067025344871
540000	50.230522722882
543600	51.2789120034967
547200	52.3584674812015
550800	53.4696206914122
554400	54.6110660117139
558000	55.787964107043
561600	56.9997009328389
565200	58.2460618426809
568800	59.5322088846028
572400	60.8581579283243
576000	62.2231394384581
579600	63.633573366736
583200	65.0889324728584
586800	66.588458604587
590400	68.139327811574
594000	69.7410672102554
597600	71.3936768892831
601200	73.1052643505928
604800	74.8747309805871
608400	76.7046469697312
612000	78.5959792444179
615600	80.5566564716866
619200	82.5873154201394
622800	84.6883573697091
626400	86.8688632443761
630000	89.1306607764907
633600	91.4725775154131
637200	93.9069386378451
640800	96.4350881765803
644400	99.0560267019094
648000	101.784957095263
651600	104.62270710846
655200	107.569674344946
658800	110.641128538752
662400	113.839543389225
666000	117.165825844177
669600	120.639074819855
673200	124.262742750993
676800	128.04267891951
680400	131.983478997131
684000	136.107455702317
687600	140.419709481293
691200	144.921873977885
694800	149.641939365567
698400	154.586754278484
702000	159.761087520854
705600	165.196804760794
709200	170.903144714225
712800	176.887099844021
716400	183.189329818049
720000	189.82051630477
723600	195.684804074375
727200	201.283224582741
730800	206.75013084081
734400	212.125333594739
738000	217.412241762851
741600	222.660888127972
745200	227.841696265599
748800	232.984914205011
752400	238.084817698725
756000	243.141900871524
759600	248.160761837987
763200	253.139052592838
766800	258.086976989754
770400	262.991444722429
774000	267.858583676368
777600	272.675738882834
781200	277.495212694119
784800	282.268737779923
788400	287.049385257889
792000	291.835654559688
795600	296.615923927145
799200	301.408100912314
802800	306.231965199129
806400	311.112791364317
810000	316.042321482683
813600	321.044497014774
817200	326.1231824534
820800	331.274792455923
824400	336.526408161185
828000	341.875772743503
831600	347.332485966614
835200	352.915074056623
838800	358.639330708235
842400	364.46632298367
846000	370.437027310339
849600	376.519479311959
853200	382.775465143278
856800	389.187053444474
860400	395.715579502111
864000	402.402025010479
867600	409.286086463278
871200	416.297525611522
874800	423.517285482833
878400	430.871948623945
882000	438.407582283147
885600	446.158438940236
889200	454.061607224789
892800	462.15586811931
896400	470.494907366739
900000	478.988863616026

v_{GW} = 50 m/d

0	1
3600	1.07110804533167
7200	1.41335612976123
10800	1.703124226249
14400	1.99184084949182
18000	2.24054813366782
21600	2.48470005278187
25200	2.71887372494951
28800	2.94644594815509
32400	3.17369595404806
36000	3.40886491303763
39600	3.19602962918362
43200	3.11919840277331
46800	3.15502366195581
50400	3.25263733815375
54000	3.38457778353285
57600	3.53944553619189
61200	3.7110237776374
64800	3.89542237558522
68400	4.09215310874649
72000	4.30019828607414
75600	4.51855988138831
79200	4.74577112523884
82800	4.98292395455971
86400	5.22575385582784
90000	5.47683144742653
93600	5.73306190166453
97200	5.99459406227356
100800	6.26046572102496
104400	6.53049604749742
108000	6.80411071768718
111600	7.08117154599197
115200	7.36115921393628
118800	7.64300132157226
122400	7.92814209002149
126000	8.21550906796342
129600	8.50499358482592
133200	8.79648156359443
136800	9.08985459166452
140400	9.38409226461442
144000	9.68087419904698
147600	9.97916723757469
151200	10.2791551847845
154800	10.580386478464
158400	10.8830342039515
162000	11.1863921177462
165600	11.4914432648244
169200	11.7980643688573
172800	12.1055166158591
176400	12.4145126340105
180000	12.7237620124057
183600	13.0347923393618
187200	13.3466052045021
190800	13.659591560643
194400	13.973583953829
198000	14.2886840600041
201600	14.6039011738725
205200	14.9207141748702
208800	15.2386526403865
212400	15.5570297566626
216000	15.8764493709279
219600	16.426099471529
223200	17.066884849527
226800	17.770226288716
230400	18.5264916878847
234000	19.3298518757622
237600	20.1763138607839
241200	21.0603450695445
244800	21.9774605272384
248400	22.9220139575262
252000	23.8907638507058
255600	24.8775926824252
259200	25.8820420568563
262800	26.8997262464389
266400	27.9300981335253
270000	28.9724621005749
273600	30.0273827234853
277200	31.0928929063609
280800	32.1714195431042
284400	33.2613112350005
288000	34.3632121083988
291600	35.477867255621
295200	36.6048391116364
298800	37.7454317020362
302400	38.8993017591901
306000	40.0665539852779
309600	41.2482606148384
313200	42.4446489369731
316800	43.6554898530143
320400	44.8815464385922
324000	46.1226374678568
327600	47.3801396464389
331200	48.653423929551
334800	49.9434431473609
338400	51.2501246669066
342000	52.5739581422405
345600	53.916053178501
349200	55.2758412028844
352800	56.6539076328014
356400	58.0508837174328
360000	59.4699213999749
363600	60.906240271489
367200	62.3629808183215
370800	63.8402729945677
374400	65.338925389685
378000	66.8591117358686
381600	68.401009220279
385200	69.9662324048989
388800	71.5550490077152
392400	73.1677333672994
396000	74.8045666950299
399600	76.46661116416
403200	78.1542070701676
406800	79.8677039500361
410400	81.6090992817913
414000	83.3780212885411
417600	85.1757497412721
421200	87.0019078826583

424800	88.8587183823374
428400	90.7458510725153
432000	92.6647603114875
435600	94.6160521402078
439200	96.6050252649701
442800	98.6240837583036
446400	100.678493977126
450000	102.769003127285
453600	104.897411971436
457200	107.063530883384
460800	109.269255893979
464400	111.515505608842
468000	113.803231454194
471600	116.133419163859
475200	118.509396712184
478800	120.930006627846
482400	123.397548866021
486000	125.913236407969
489600	128.479574641159
493200	131.097945150841
496800	133.768488136703
500400	136.4939408709
504000	139.277202159301
507600	142.117217134288
511200	145.018389409021
514800	147.982552946335
518400	151.020349052823
522000	154.115078458288
525600	157.280247678521
529200	160.515013314663
532800	163.824708618579
536400	167.211792427141
540000	170.677183809307
543600	174.277417129156
547200	178.070203563523
550800	182.068664286999
554400	186.281298821592
558000	190.718789927892
561600	195.392347511963
565200	200.315683056337
568800	205.499318077689
572400	210.958300109105
576000	216.706468587025
579600	222.758392300718
583200	229.129416180846
586800	235.835711677972
590400	242.894331048907
594000	250.32326590081
597600	258.162574567442
601200	266.396297316829
604800	275.06101113824
608400	284.179182576124
612000	293.780366394084
615600	303.884388900785
619200	314.521080784681
622800	325.722356253439
626400	337.512385921546
630000	349.93013205921
633600	363.006859832078
637200	376.779275035638
640800	391.290379230686
644400	406.578294337162
648000	422.691770744895
651600	439.678903296898
655200	457.591133458466
658800	476.478742561932
662400	496.405111839798
666000	517.433502195379
669600	539.631834587954
673200	563.078818239379
676800	587.897555150352
680400	614.076252090042
684000	641.753083257449
687600	671.033451892529
691200	702.017645750277
694800	734.820952892742
698400	769.576219558221
702000	806.42014982178
705600	845.492513306395
709200	886.962799079671
712800	931.007030748012
716400	977.817285177798
720000	1027.60347180763
723600	1070.09324939144
727200	1109.75135517397
730800	1147.36777797994
734400	1183.72705309775
738000	1219.20554839189
741600	1253.88590455807
745200	1288.14987544407
748800	1322.52277346742
752400	1356.89457065483
756000	1391.87050693491
759600	1427.43775600363
763200	1463.7189984638
766800	1501.10771707134
770400	1539.22892647992
774000	1578.66763122616
777600	1619.04057800891
781200	1660.57494996308
784800	1703.30329663924
788400	1747.2402668372
792000	1792.43881370867
795600	1838.89481112348
799200	1886.64237623628
802800	1935.45827875853
806400	1985.90967821011
810000	2037.74065079997
813600	2090.98842884151
817200	2145.71522796066
820800	2201.93842404359
824400	2259.69920976072
828000	2319.01441211822
831600	2379.97891188293
835200	2442.55875234622
838800	2506.88049286808
842400	2572.9088223909
846000	2640.74849677384
849600	2710.42117127458
853200	2781.54394909893
856800	2855.0243801805
860400	2930.46370152574
864000	3007.94992760296
867600	3087.54180342988
871200	3169.2642504206
874800	3253.21409984005
878400	3339.41852898495
882000	3427.98077550009
885600	3518.89041638617
889200	3612.29542334869
892800	3708.22813728054
896400	3806.80601558015
900000	3908.01964510212

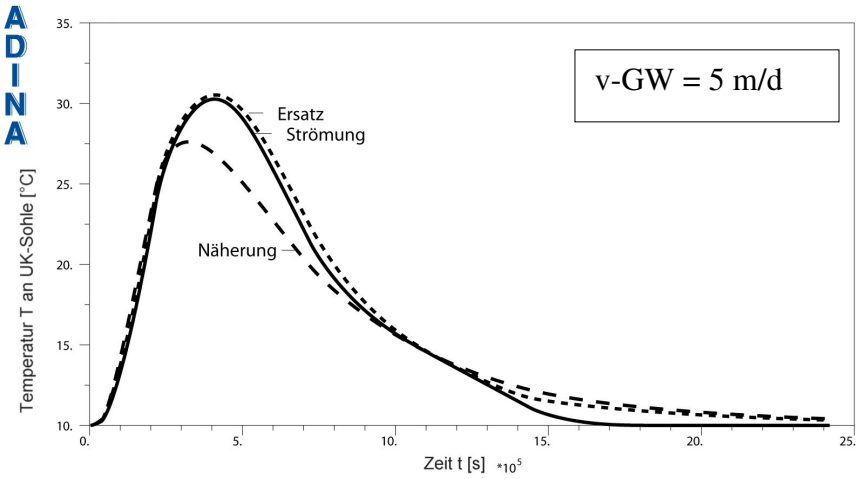
v_{GW} = 100 m/d

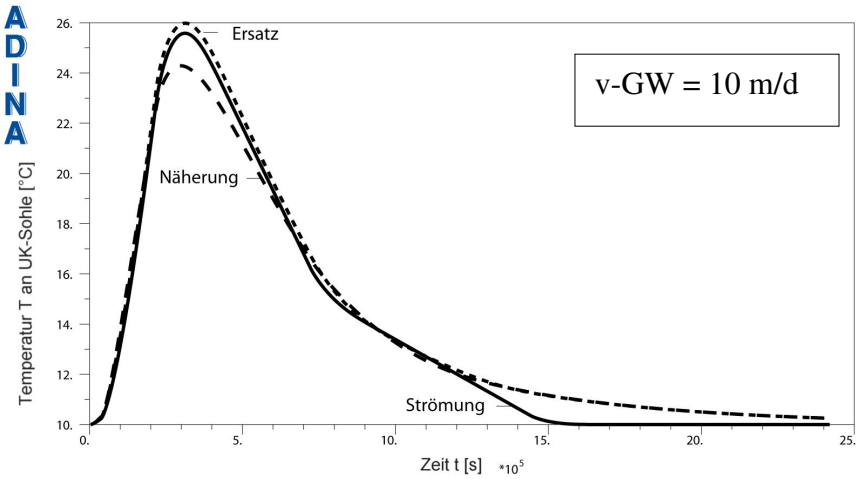
0	1.2
3600	1.30127104003697
7200	1.82319354039546
10800	2.3280380810394
14400	2.8777949373334
18000	3.4243229241098
21600	4.02887863668646
25200	4.6368392986027
28800	5.27063378572011
32400	5.91859592120285
36000	6.59768647982523
39600	5.92921781891915
43200	5.60781628659266
46800	5.61270567430735
50400	5.8190970799737
54000	6.15966166254364
57600	6.59152389274616
61200	7.09261697215547
64800	7.63942207213613
68400	8.2249643553835
72000	8.83983039233218
75600	9.47405898781372
79200	10.1289793568988
82800	10.7978459808623
86400	11.4793826311028
90000	12.1708074243265
93600	12.8702464080074
97200	13.5809811843508
100800	14.2961804628506
104400	15.0180609606233
108000	15.7478121082007
111600	16.4814573383648
115200	17.2221413991332
118800	17.9649630623679
122400	18.7127366559376
126000	19.4665279892362
129600	20.2221930628894
133200	20.9815896923887
136800	21.7465517811039
140400	22.5120758811027
144000	23.2815021494282
147600	24.0558310082164
151200	24.83150805091
154800	25.6115567415973
158400	26.3923769025478
162000	27.1756862241929
165600	27.9632071276356
169200	28.751953851301
172800	29.5422216700257
176400	30.3377715818463
180000	31.132802931539
183600	31.9323907706837
187200	32.7314155227336
190800	33.5328708028585
194400	34.3384213207533
198000	35.1442235473468
201600	35.9512976643517
205200	36.76258738128
208800	37.5741982614678
212400	38.3865409135135
216000	39.2031468993787
219600	40.9022421582312
223200	42.9440071660054
226800	45.1905152542931
230400	47.5597650860601
234000	50.0044794778367
237600	52.4968008560962
241200	55.0183119238569
244800	57.5608278561342
248400	60.1214457188544
252000	62.7008389310878
255600	65.2937715357503
259200	67.9108011455571
262800	70.5484126116185
266400	73.2085182148994
270000	75.8934411627472
273600	78.6040205622963
277200	81.3403582327851
280800	84.1056938037504
284400	86.8985963683053
288000	89.7207336693086
291600	92.5740264486104
295200	95.4573750133197
298800	98.3741203958921
302400	101.323400491363
306000	104.305495690382
309600	107.323147493119
313200	110.376943414404
316800	113.466310435397
320400	116.593197516845
324000	119.757152922902
327600	122.969188902732
331200	126.212942597164
334800	129.498107592594
338400	132.824506103218
342000	136.193385950379

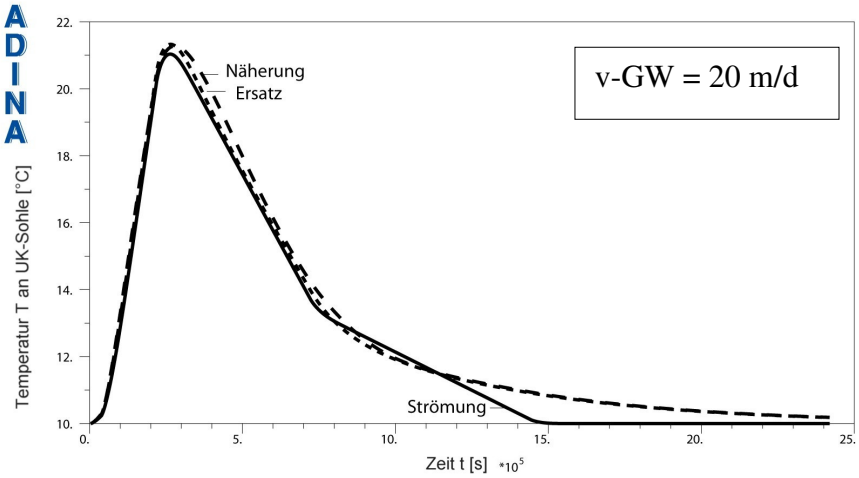
345600	139.607563371328
349200	143.065603821966
352800	146.568995651197
356400	150.119341797286
360000	153.71836395899
363600	157.366294750566
367200	161.065013273276
370800	164.814853354799
374400	168.617862324772
378000	172.474484678194
381600	176.385174694961
385200	180.354010593714
388800	184.38167303056
392400	188.468860353226
396000	192.616289274626
399600	196.826643157011
403200	201.100787613591
406800	205.439612620112
410400	209.848152646854
414000	214.32548302762
417600	218.874832599818
421200	223.495267887422
424800	228.19238650787
428400	232.965373828716
432000	237.817897401924
435600	242.751495314611
439200	247.767756007489
442800	252.870755411151
446400	258.062326721927
450000	263.344365712203
453600	268.721408877202
457200	274.193007492837
460800	279.763938917841
464400	285.436533451712
468000	291.213205662947
471600	297.096458235512
475200	303.094653608401
478800	309.204936902645
482400	315.433103467552
486000	321.782232494989
489600	328.258634933751
493200	334.865815232505
496800	341.604181619549
500400	348.480632336429
504000	355.50246975656
507600	362.667132281621
511200	369.985685855584
514800	377.46278633834
518400	385.103287002602
522000	392.908535698326
525600	400.891163533865
529200	409.049175451077
532800	417.395976992726
536400	425.937815529646
540000	434.67711208151
543600	443.846446696172
547200	453.688804231053
550800	464.248630399276
554400	475.559443809673
558000	487.660816479268
561600	500.594287493857
565200	514.408360434669
568800	529.144282167194
572400	544.855446326552
576000	561.593062144906
579600	579.411063203897
583200	598.366284325189
586800	618.518652210507
590400	639.931391064177
594000	662.671244556688
597600	686.815282549861
601200	712.438785708616
604800	739.614340233881
608400	768.425471568981
612000	798.976002223194
615600	831.345629562381
619200	865.642268343888
622800	901.981407102155
626400	940.459516436117
630000	981.215171387073
633600	1024.36826423681
637200	1070.0558086886
640800	1118.43479298366
644400	1169.65129430965
648000	1223.88392195455
651600	1281.31260711021
655200	1342.12999419075
658800	1406.52870848016
662400	1474.74263504364
666000	1547.00944376211
669600	1623.58459910579
673200	1704.75988645658
676800	1790.79848280948
680400	1882.05450246248
684000	1978.85593537858
687600	2081.59641382801
691200	2190.66082294324
694800	2306.48652443017
698400	2429.57255061258
702000	2560.43858326336
705600	2699.62277731778
709200	2847.76568322833
712800	3005.53962631615
716400	3173.6794745661
720000	3352.98971013929
723600	3494.09143398296
727200	3619.84259847606
730800	3737.70651449829
734400	3852.60488142549
738000	3967.35700155049
741600	4083.15369442528
745200	4202.00245426694
748800	4323.94734185808
752400	4449.7472908222
756000	4579.47304626463
759600	4712.32879024435
763200	4850.083558975
766800	4991.04089199903
770400	5137.1952370018
774000	5287.66764426494
777600	5441.43824232591
781200	5600.76179233278
784800	5764.71630334257
788400	5932.16707501536
792000	6105.67253258157
795600	6282.78900880371
799200	6466.18028964513
802800	6654.7399365251
806400	6847.25695546495
810000	7046.53832646302
813600	7249.82240321634
817200	7460.34393627102
820800	7676.70620168885
824400	7897.3765022509
828000	8125.76207882726
831600	8360.57259006815
835200	8599.83586627783
838800	8847.69848623594
842400	9100.2367909968
846000	9361.78575904456
849600	9630.50110363607
853200	9904.24737897248
856800	10187.8256331615
860400	10479.077541322
864000	10775.8653754514
867600	11083.2721096195
871200	11396.379995403
874800	11720.7509336135
878400	12053.9516859499
882000	12393.4418279554
885600	12744.9706215054
889200	13103.1180310141
892800	13474.194778777
896400	13855.6138535969
900000	14243.890593919

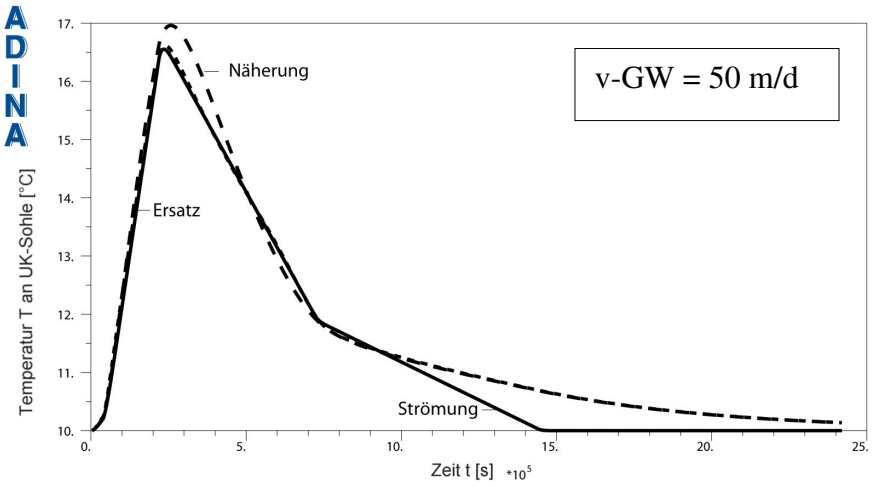
Anhang A5/3

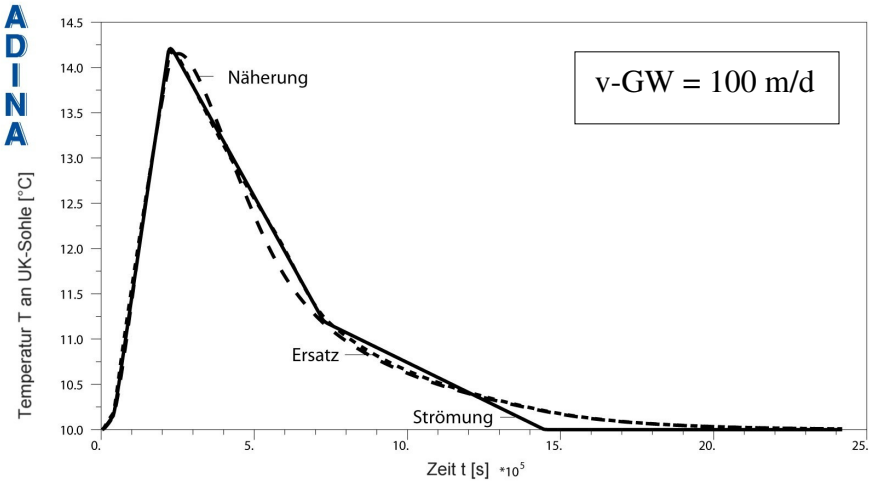
Temperaturvergleich mit Näherung bis t= 28d (an OK Beton)



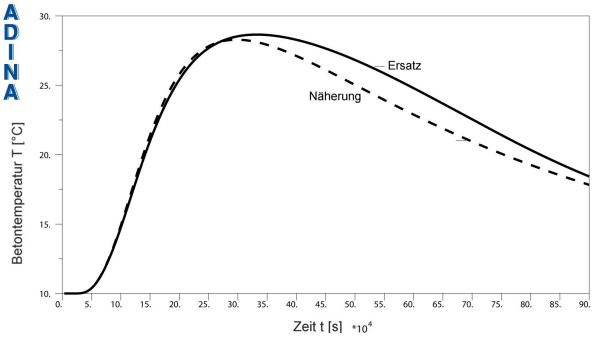


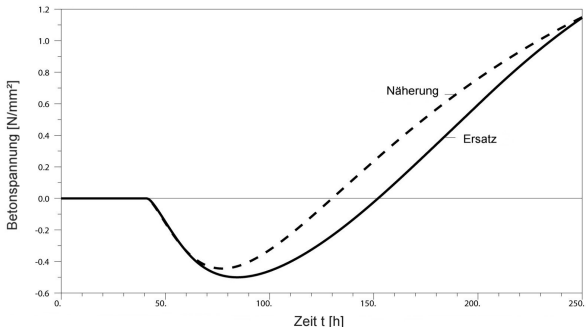




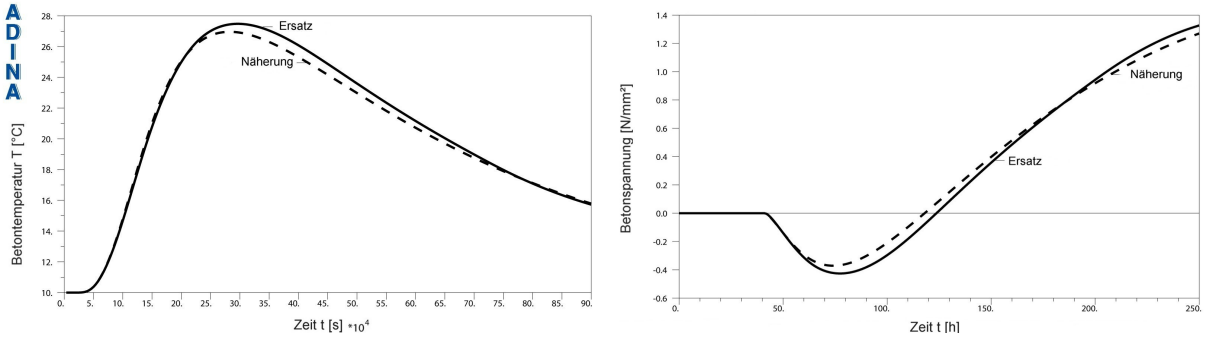


Vergleich Ersatzsystem/Näherung im unteren Plattenbereich

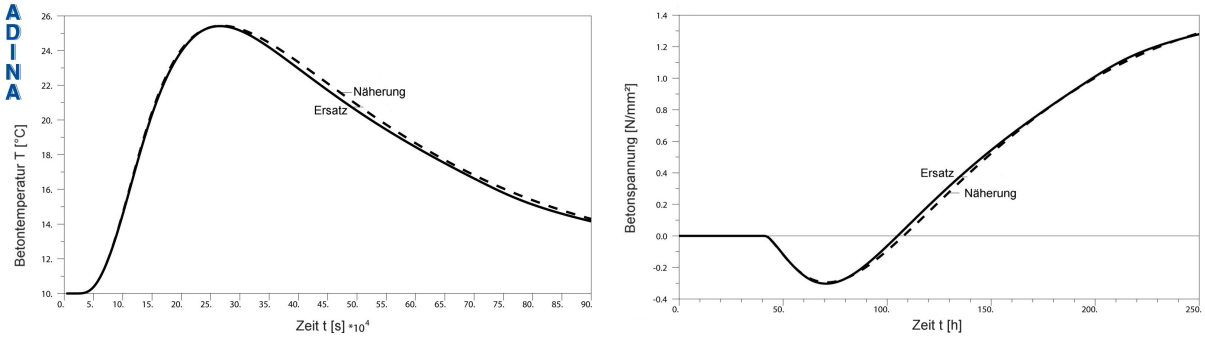




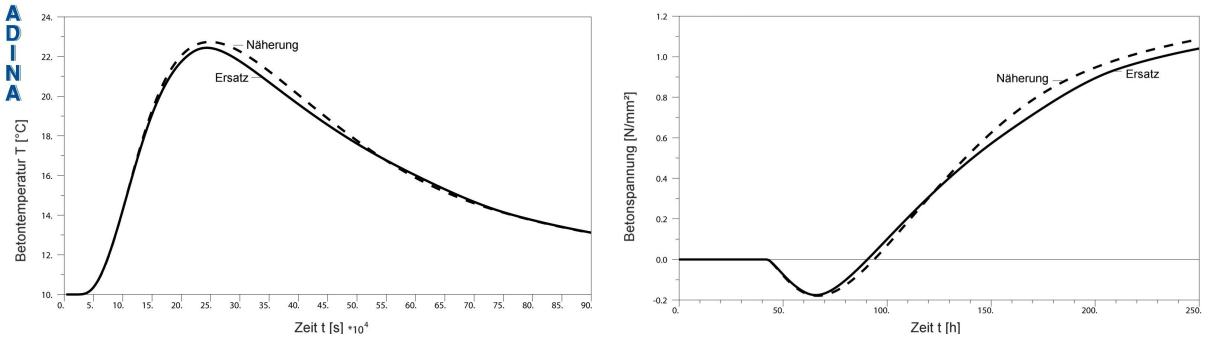
Vgl. Temperatur und Spannung bei v_{GW} *= 5,0 m/d*



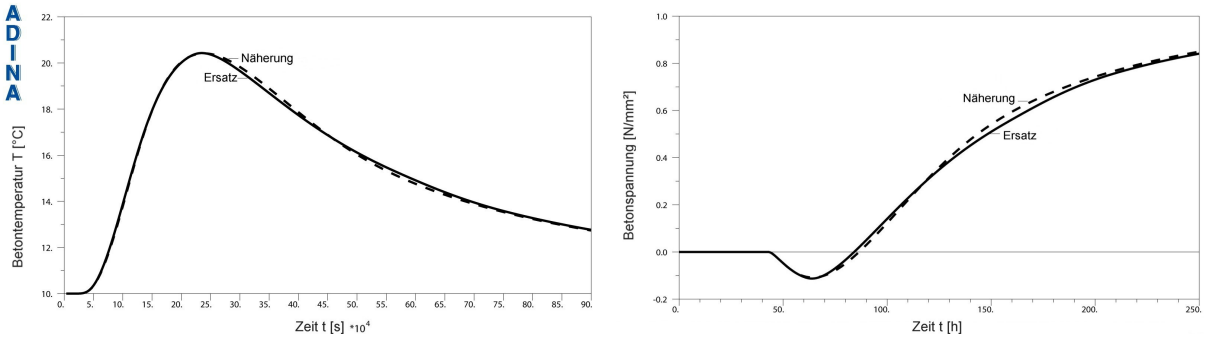
Vgl. Temperatur und Spannung bei v_{GW} *= 10 m/d*



Vgl. Temperatur und Spannung bei v_{GW} *= 20 m/d*



Vgl. Temperatur und Spannung bei v_{GW} *= 50 m/d*



Vgl. Temperatur und Spannung bei v_{GW} *= 100 m/d*

Anhang A5/4

Gewählte Standard-Wärmeabgabefunktionen q(t)

für v_{GW} = 10 m/d (d= 1,20m)

[s] [W/m²]

```
Time  Value
0.0   0.0
100.0 0.0
36000.0     5.0
270000.0    100.0
540000.0    70.0
720000.0    55.0
1080000.0   30.0
1440000.0   20.0
2880000.0   0.0
```

für v_{GW} = 20 m/d

```
Time  Value
0.0   0.0
100.0 0.0
36000.0     5.0
270000.0    110.0
540000.0    75.0
720000.0    55.0
1080000.0   30.0
1440000.0   20.0
2880000.0   0.0
```

für v_{GW} = 100 m/d

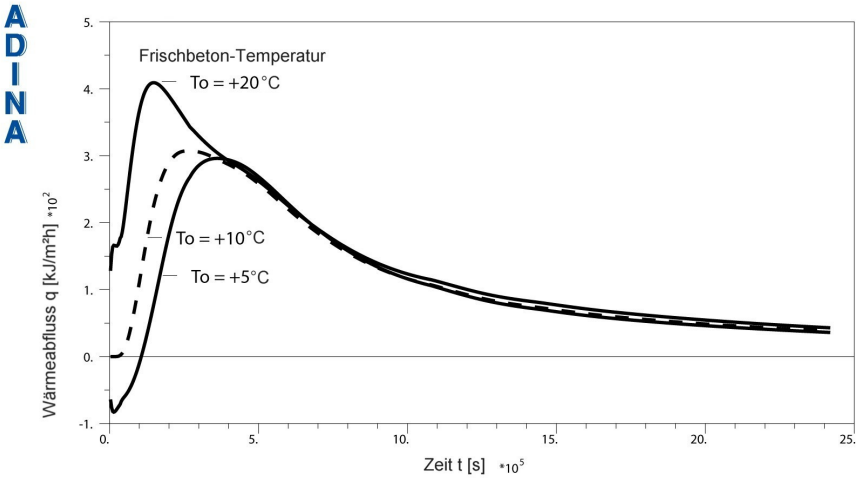
```
Time  Value
0.0   0.0
100.0 0.0
36000.0     5.0
216000.0    145.0
540000.0    80.0
720000.0    50.0
1080000.0   25.0
1440000.0   15.0
2880000.0   0.0
```

für v_{GW} = 100 m/d (d= 1,80m)

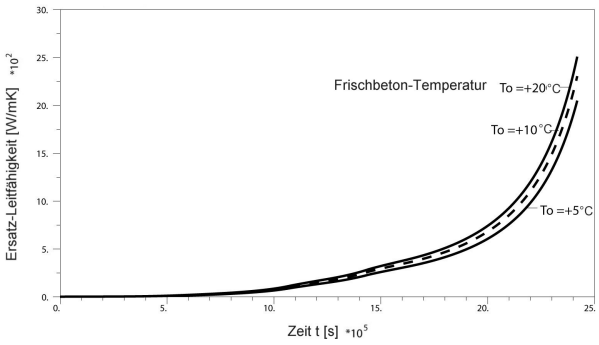
```
Time  Value
0.0   0.0
100.0 0.0
36000.0     5.0
270000.0    145.0
540000.0    110.0
720000.0    80.0
1080000.0   45.0
1440000.0   25.0
2880000.0   0.0
```

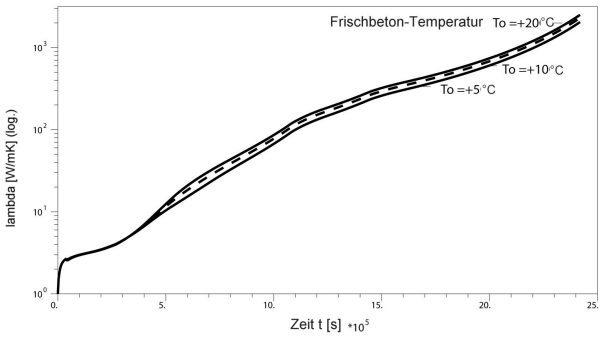
Anhang A5/5

Wärmeabgabe und Ersatzleitfähigkeiten bei unterschiedlichen Frischbeton-temperaturen für v-GW= 10m/d



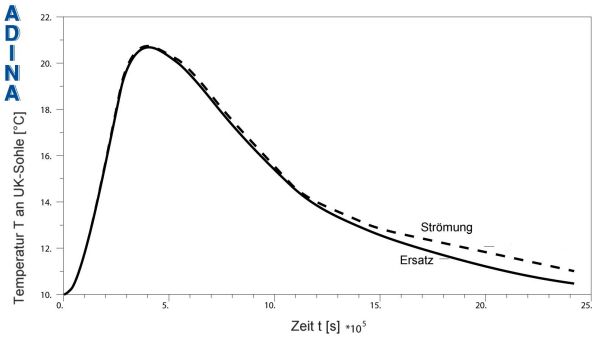
Wärmeabgabe an UK-Sohle bei v_{GW} *= 10m/d*

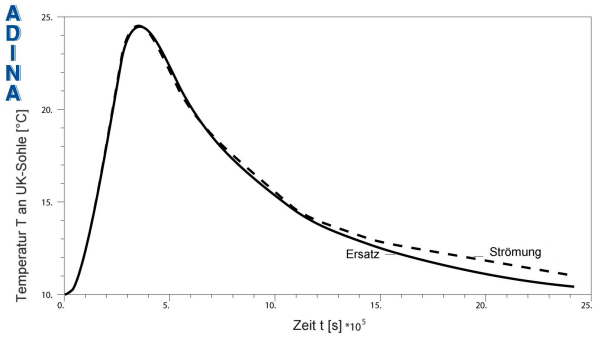




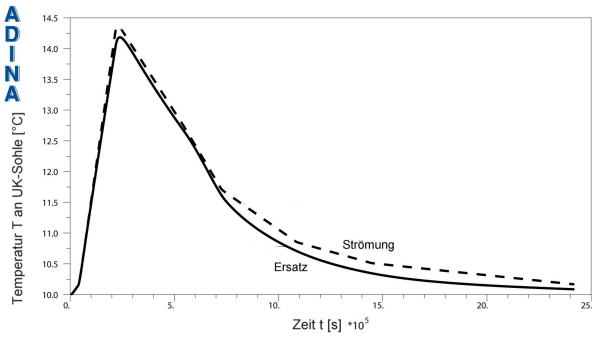
Ersatz-Wärmeleitfähigkeit bei v_{GW} *= 10 m/d (linear und logarithmisch)*

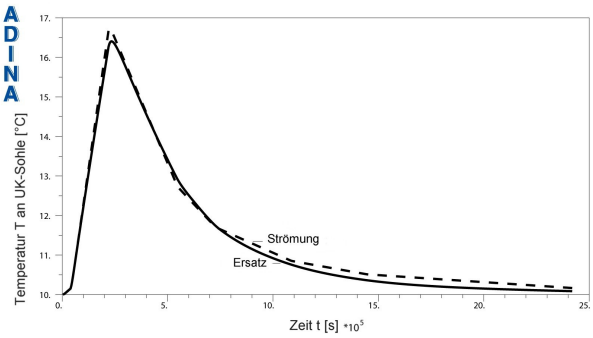
Temperaturvergleich bei 5 und 20°C Frischbetontemperatur für v_{GW} = 10 und 100 m/d





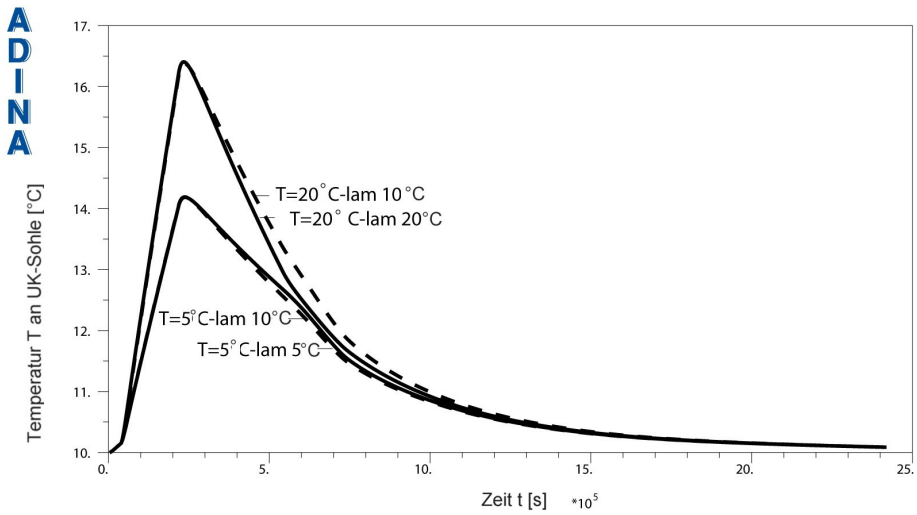
v_{GW} = 10 m/d und T-Frischbeton = 5,0 bzw. 20 °C (Darstellung auf 10°C normiert)





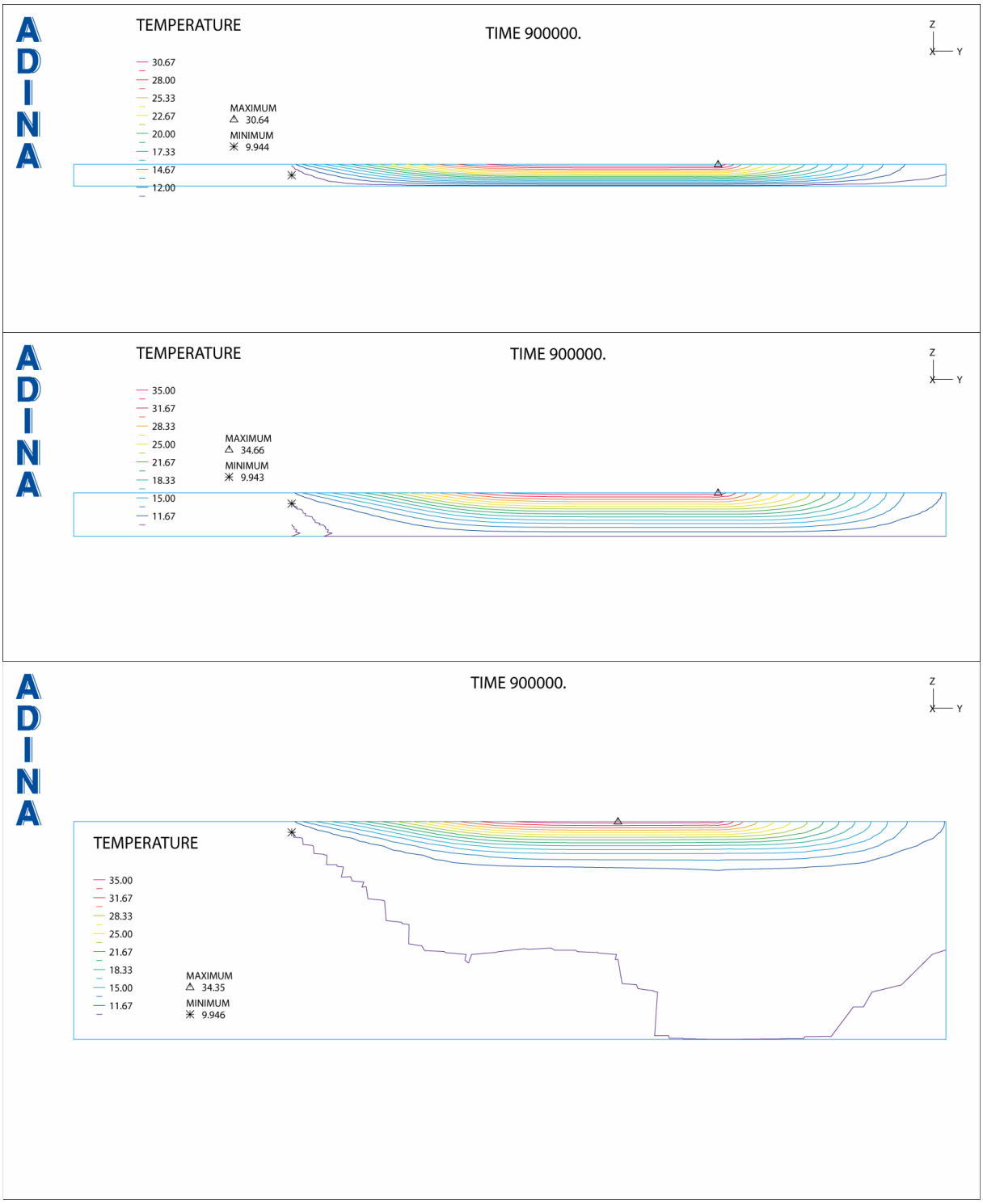
v_{GW} = 100 m/d und T-Frischbeton = 5,0 bzw. 20 °C (Darstellung auf 10°C normiert)

Vergleichende Temperaturanpassung bei 5 und 20°C Frischbeton-temperatur (v_{GW} = 100 m/d) mit der Ersatzleitfähigkeit für 10°C

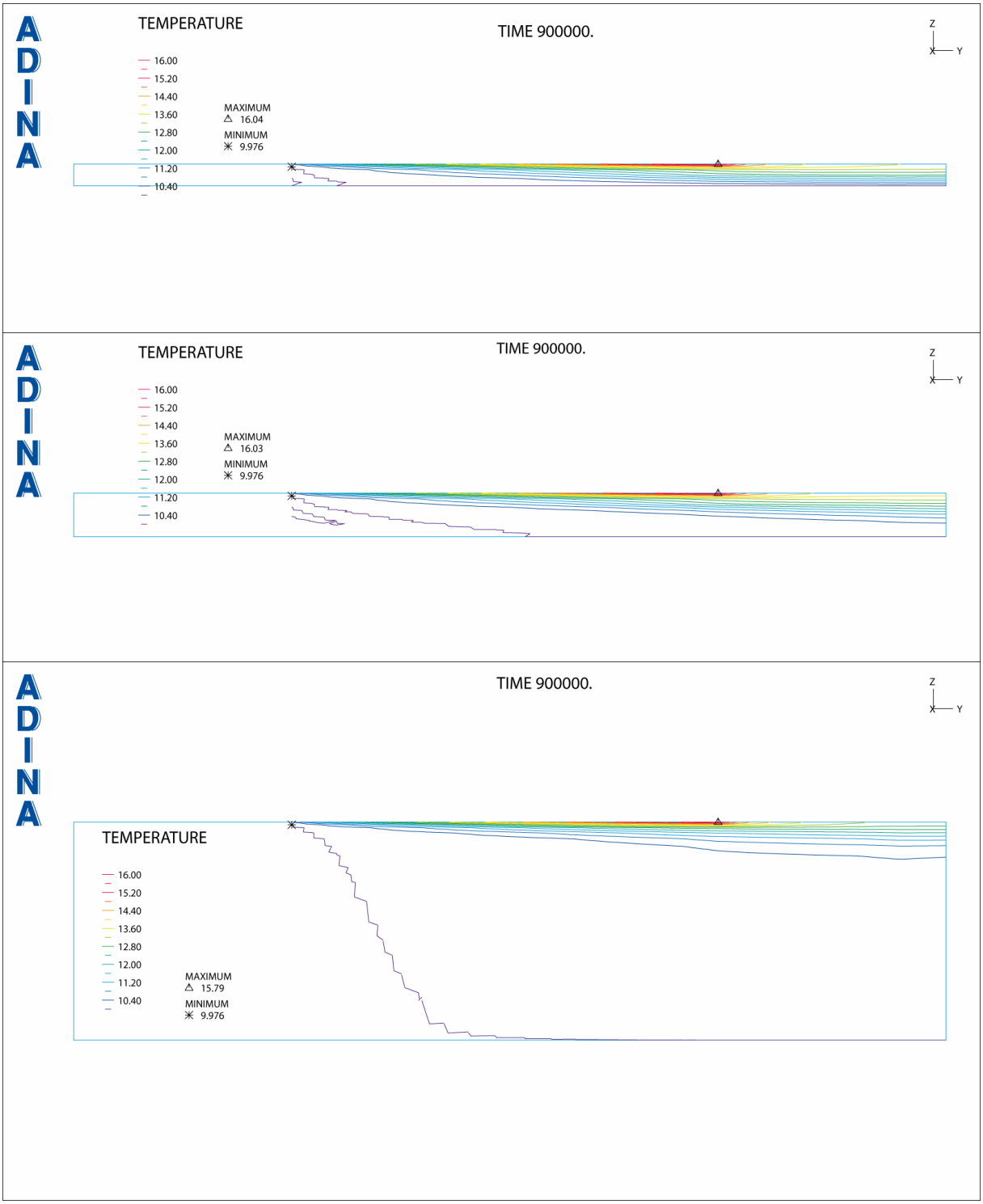


Anhang A5/6

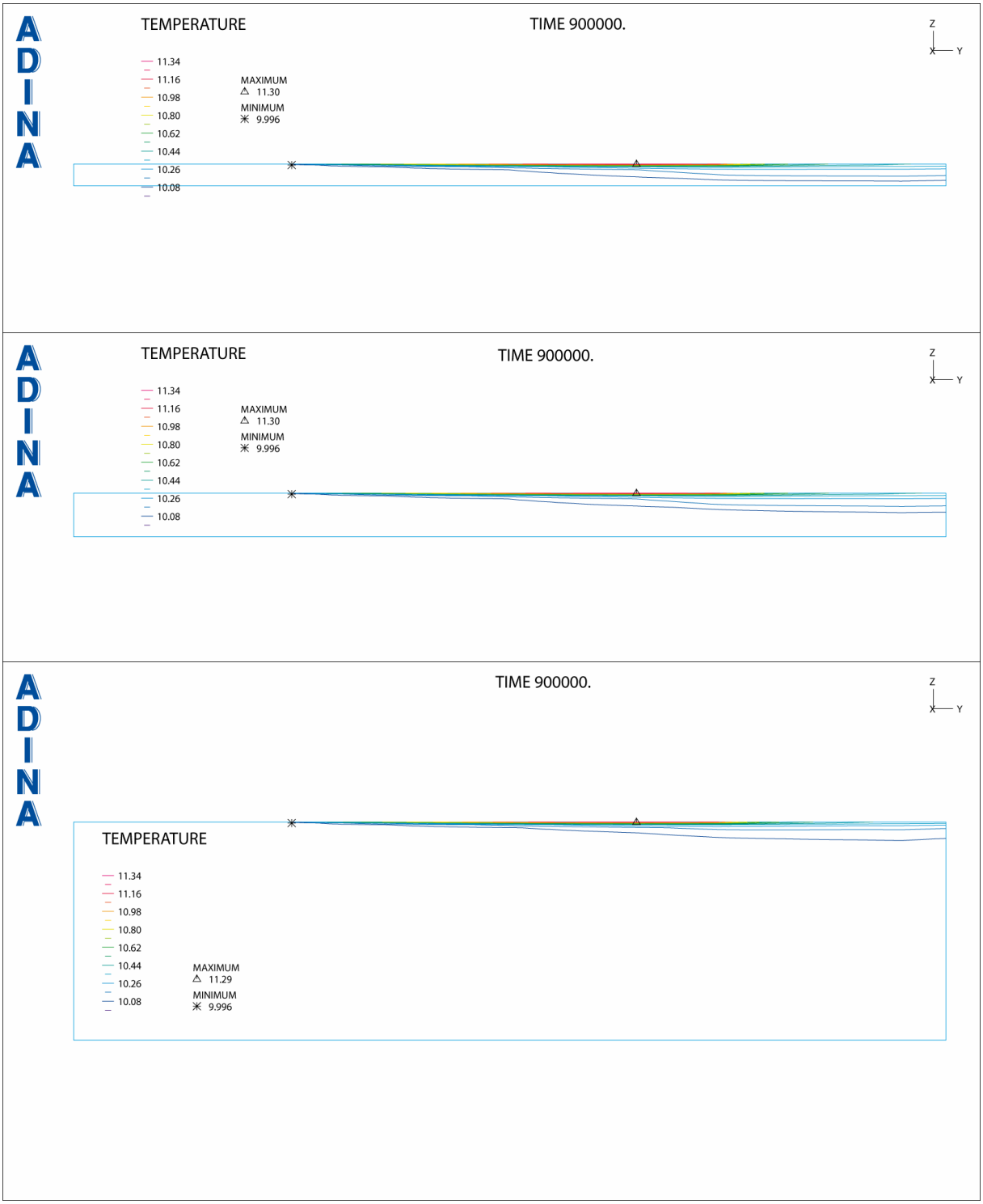
Abhängigkeit der Temperaturen im Grundwasser-Strömungssystem von der Dicke der grundwasserführenden Schicht



Schichtdicke 1, 2 und 10m, v_{GW} *= 1,0 m/d*



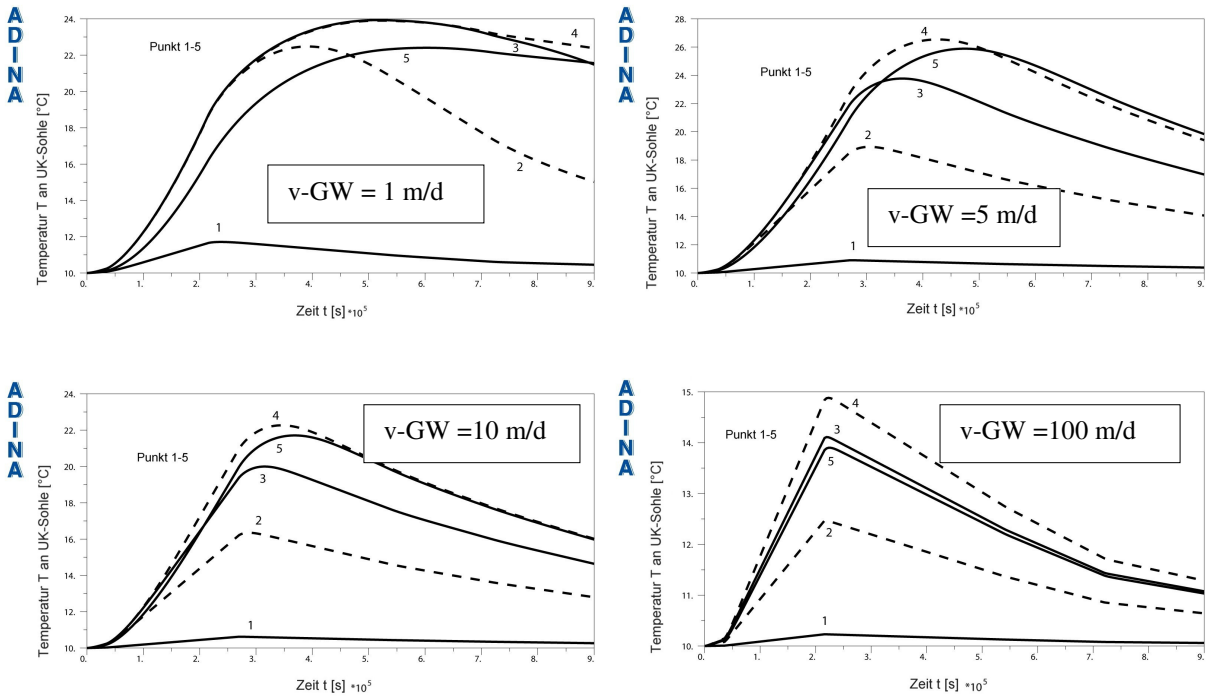
Schichtdicke 1, 2 und 10m, v_{GW} *= 10 m/d*



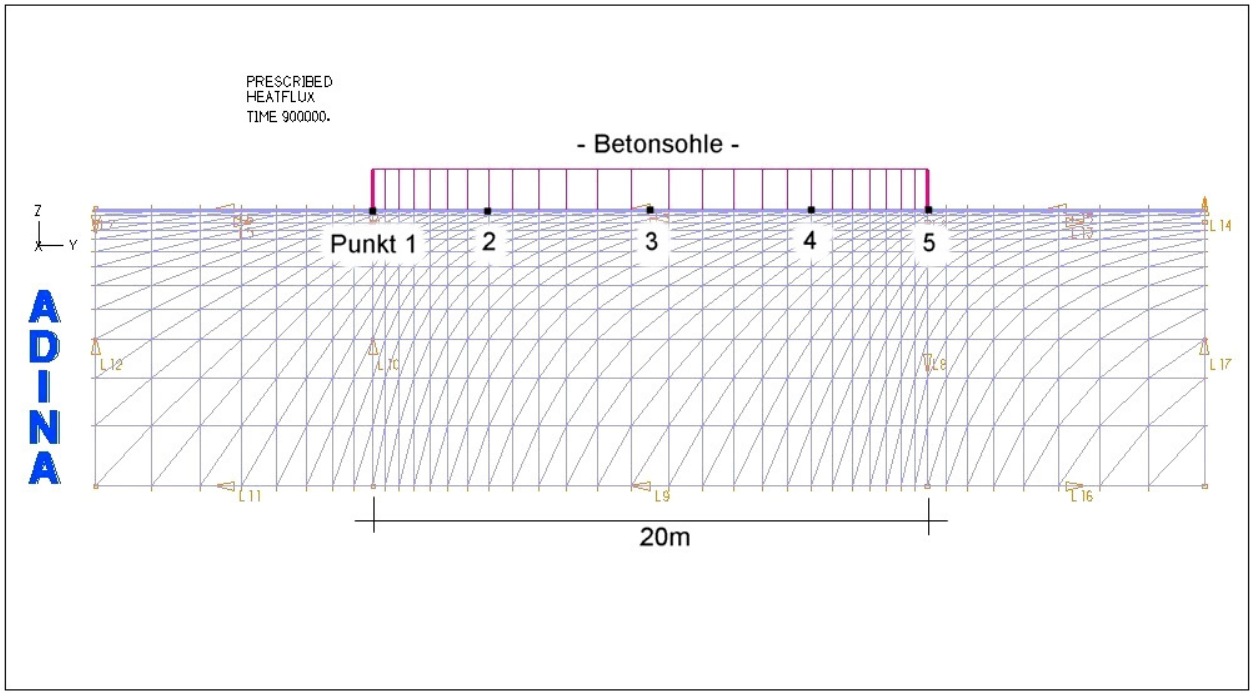
Schichtdicke 1, 2 und 10m, v_{GW} *= 100 m/d*

Anhang A5/7

Abhängigkeit der Temperatur an Sohlenunterseite von der horizontalen Entfernung vom Baugrubenanfang

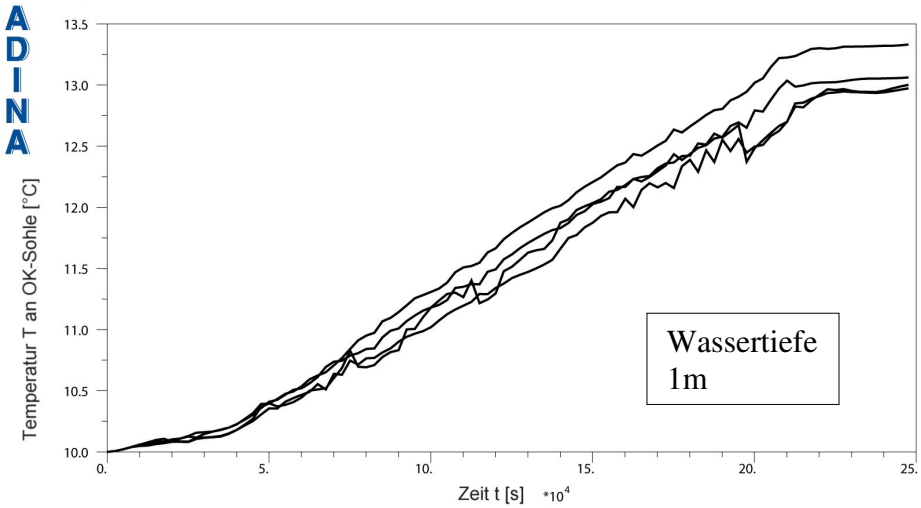


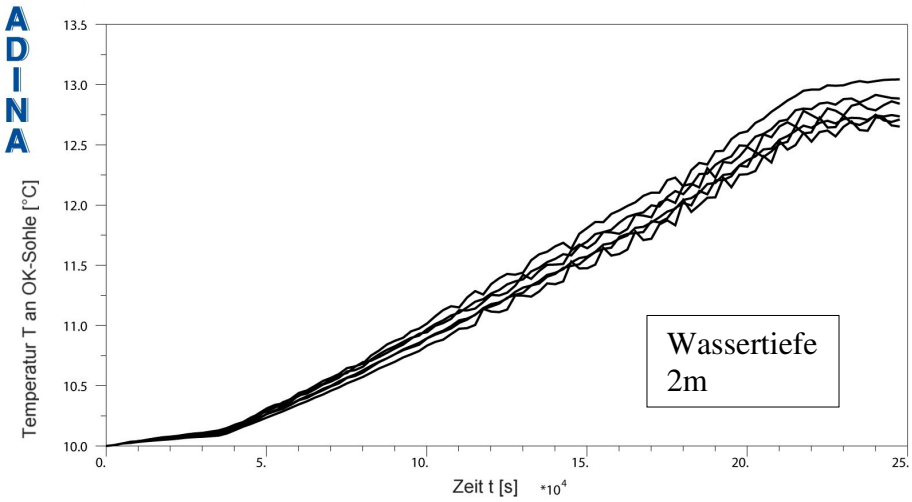
Temperaturentwicklung in den 1/4-tels-Punkten der 20m breiten Baugrube für v_{GW} *= 1, 5, 10 und 100 m/d*

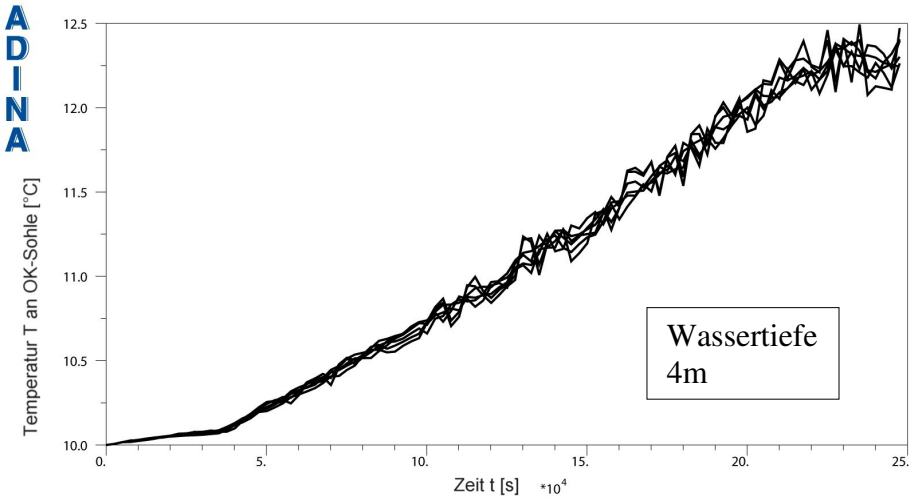


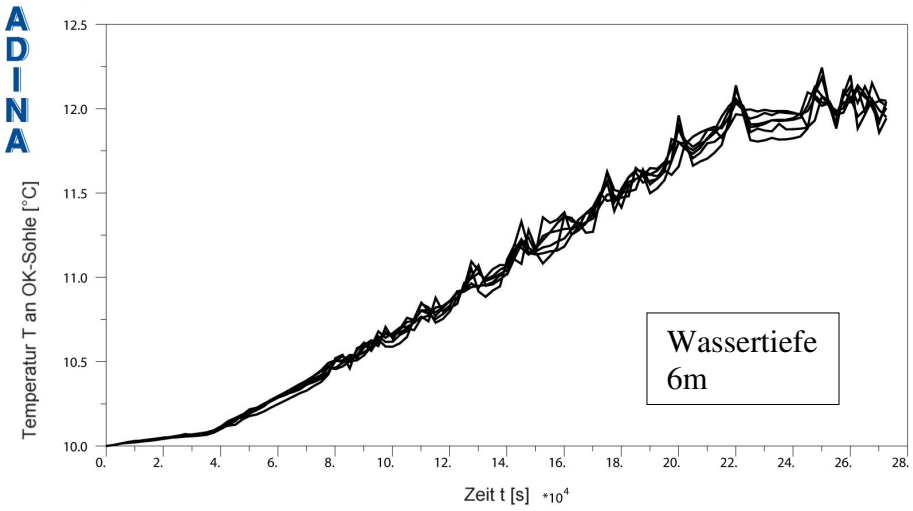
Anhang A6/1

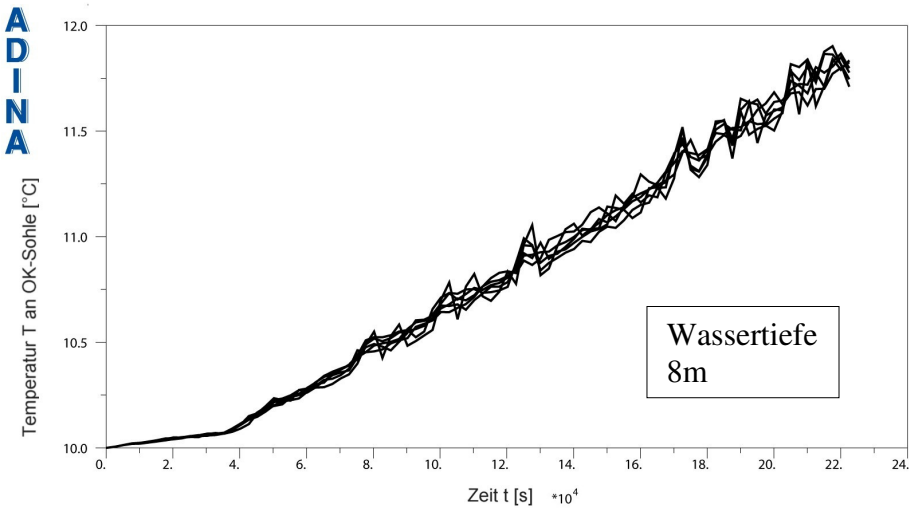
Vergleich der zeitlichen Temperaturverläufe aus freier Konvektion für benachbarte Punkte an der Plattenoberseite

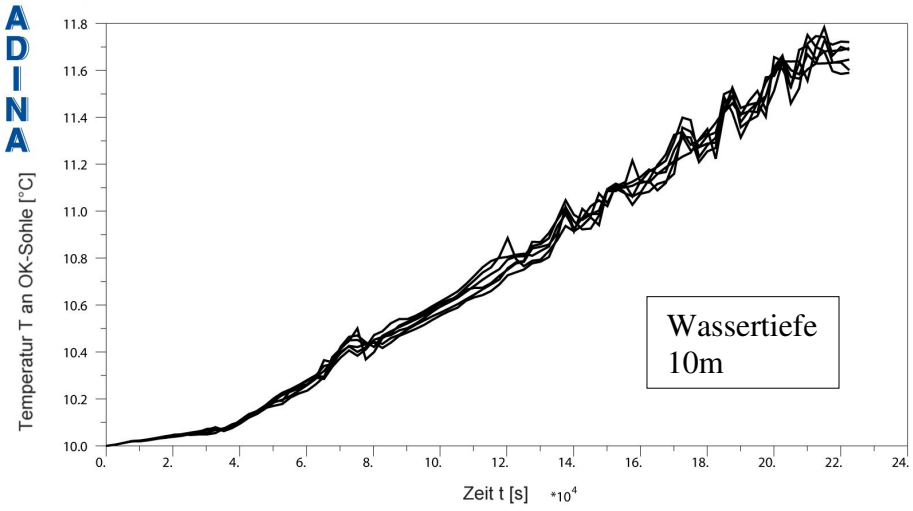


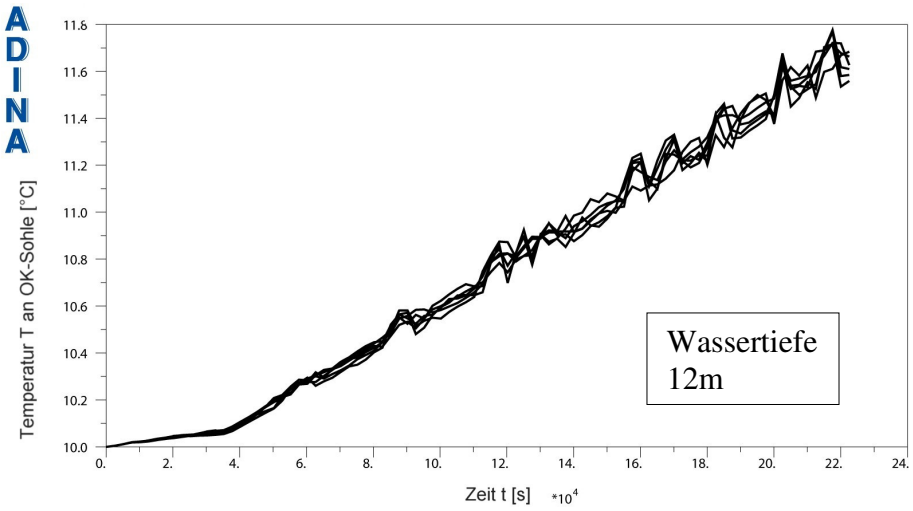




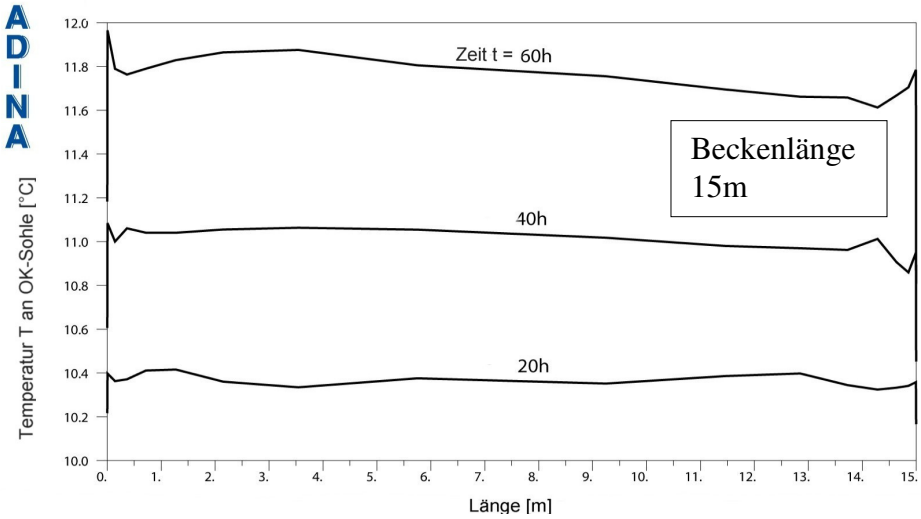

ADINA
Temperatur T an OK-Sohle [°C]
Zeit t [s] *10^4
Wassertiefe
6m

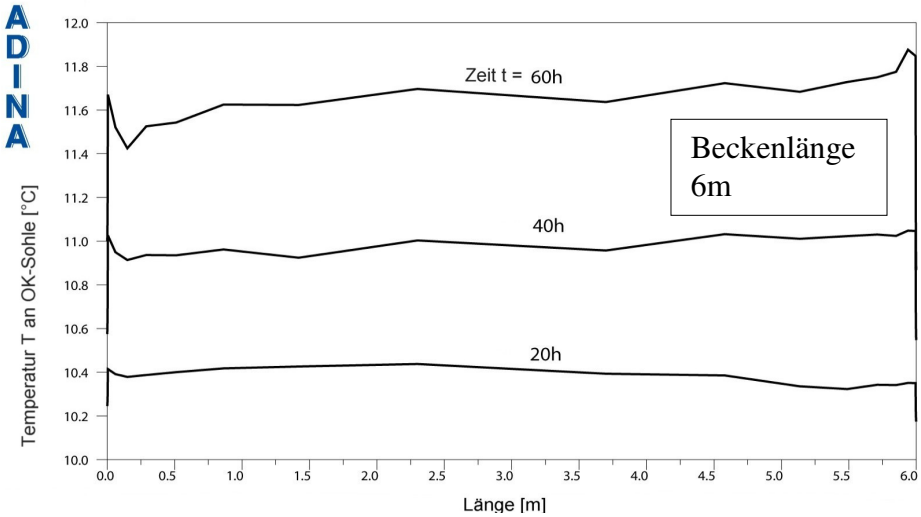

ADINA
Temperatur T an OK-Sohle [°C]
Zeit t [s] *10^4
Wassertiefe
8m


ADINA
Temperatur T an OK-Sohle [°C]
Zeit t [s] *10^4
Wassertiefe
10m



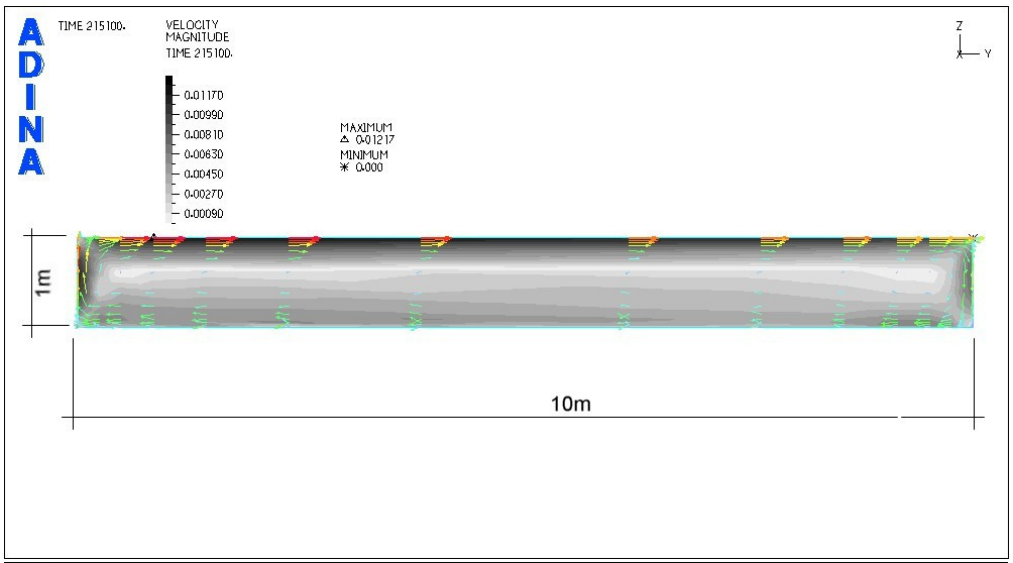
Horizontaler Temperaturverlauf an der Plattenoberseite zu verschiedenen Zeitpunkten

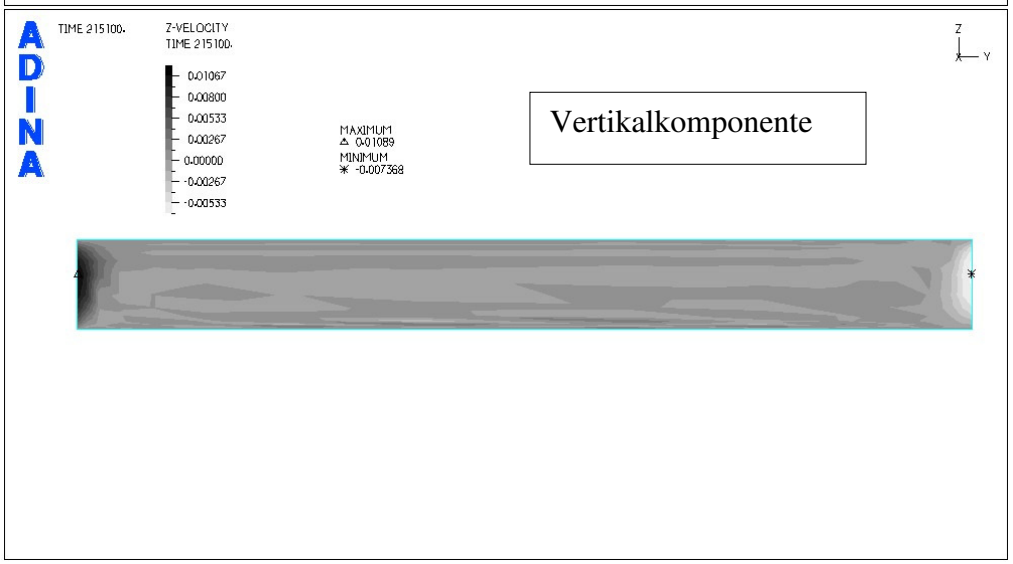




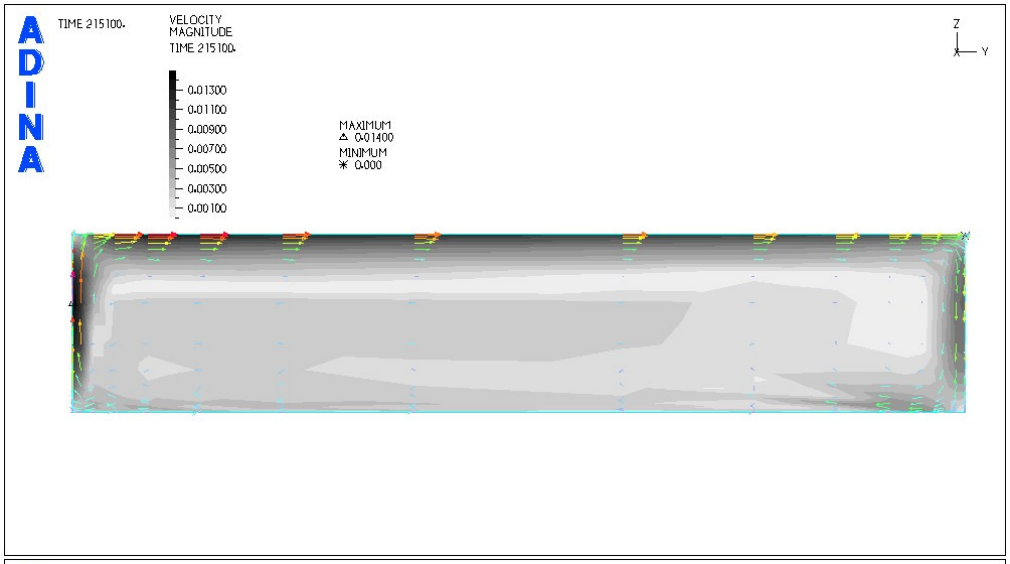
Anhang A6/2

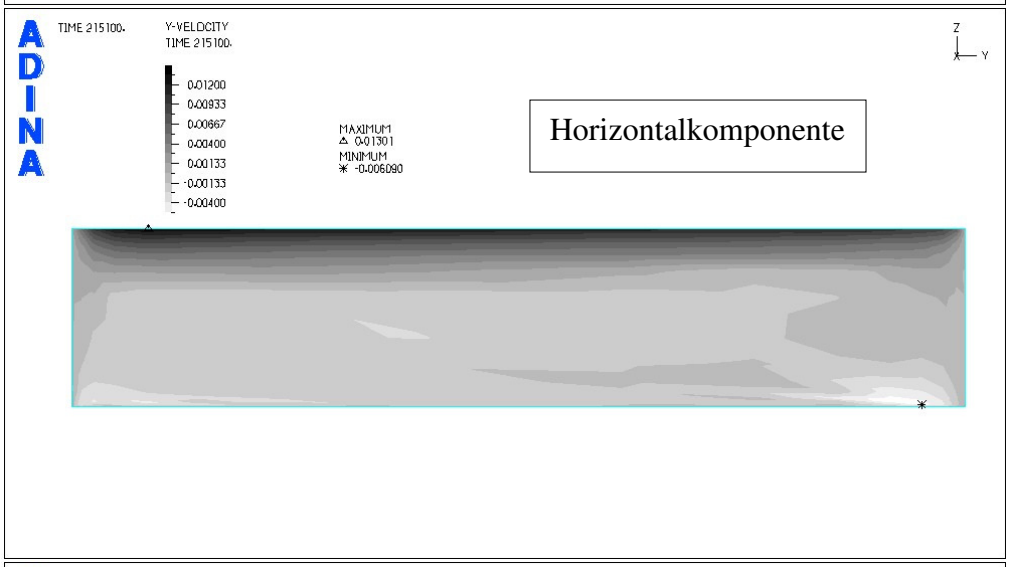
Strömungsbilder bei t~60h für verschiedene Wassertiefen

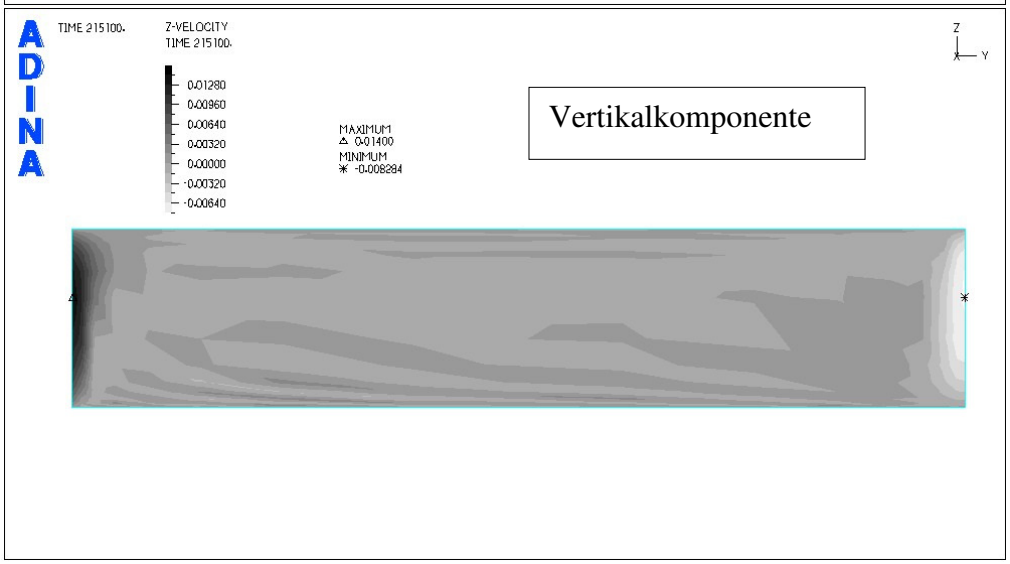




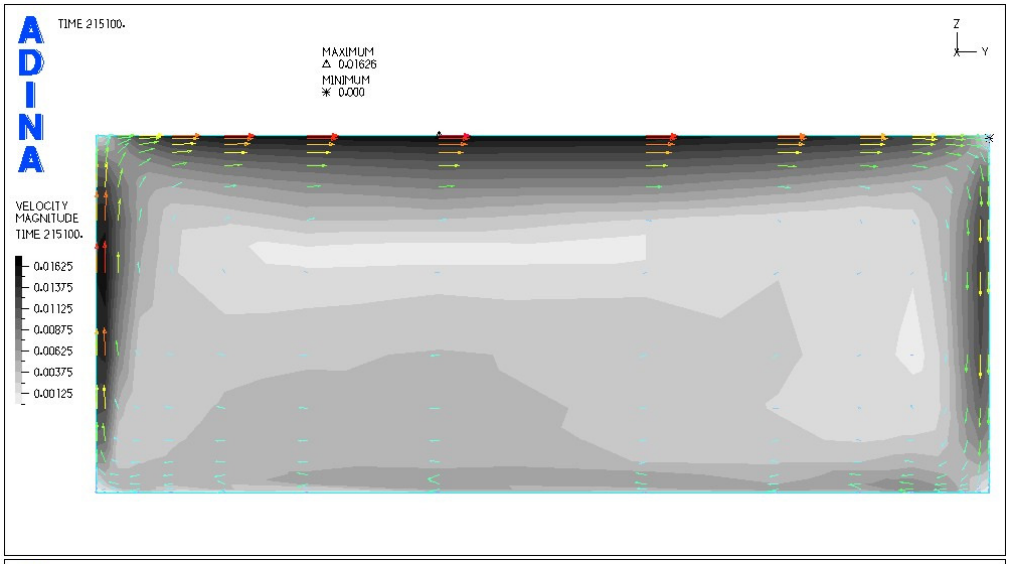
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 1m)

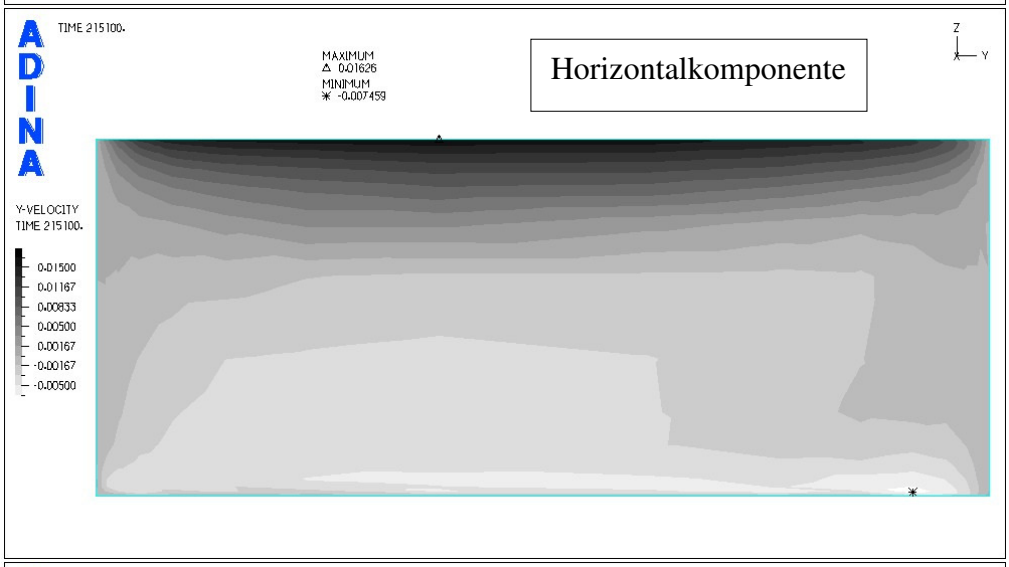


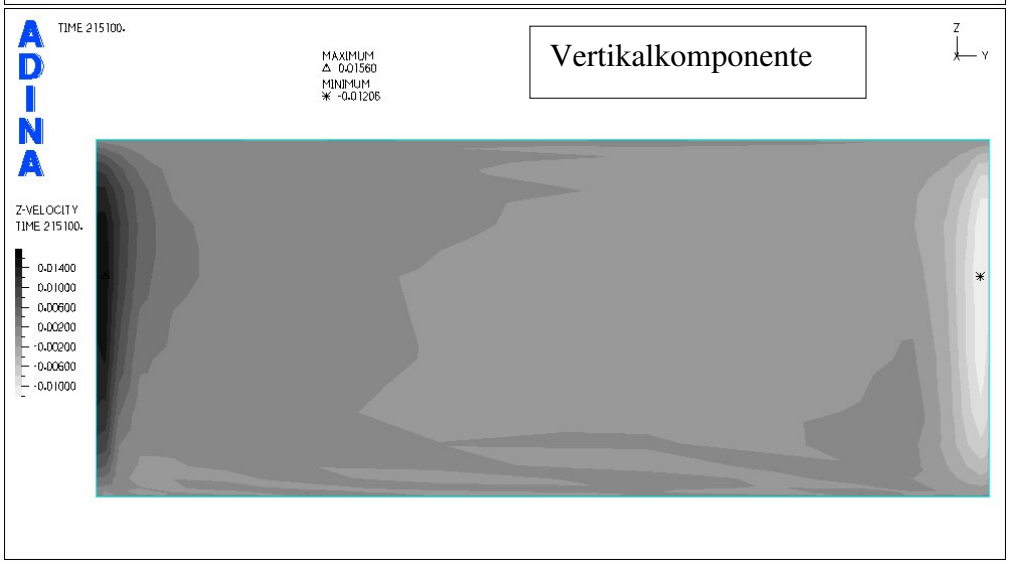




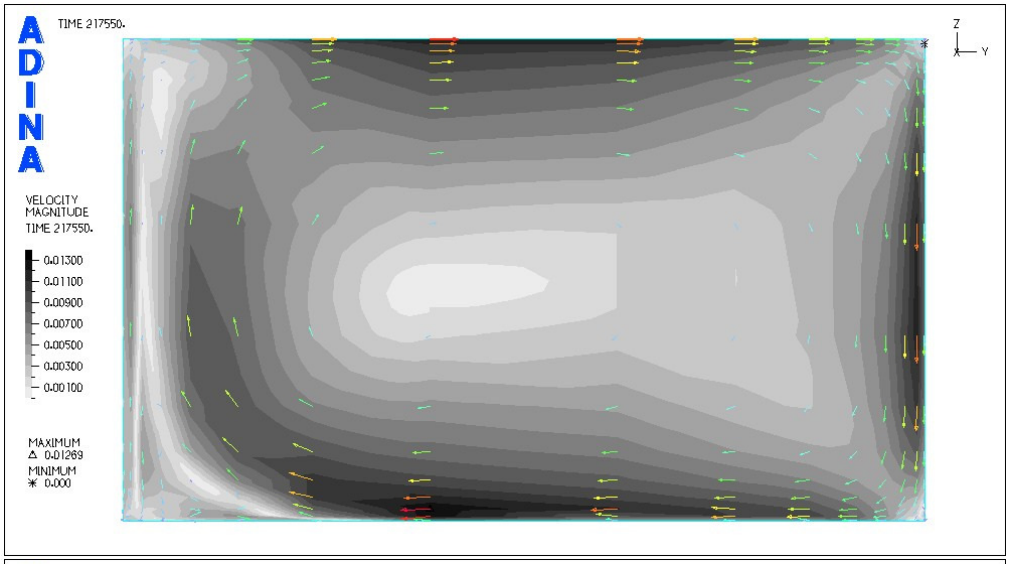
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 2m)

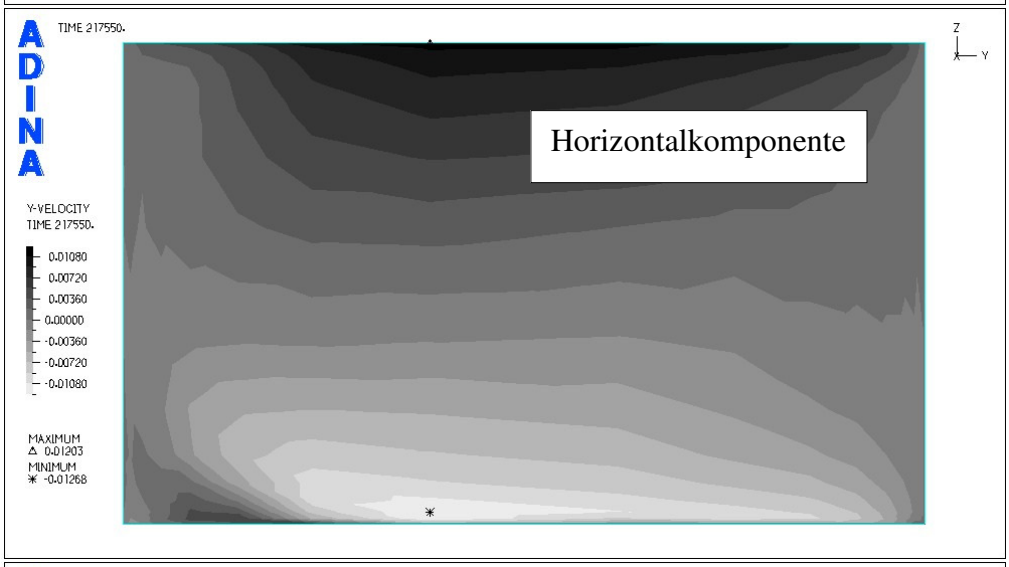


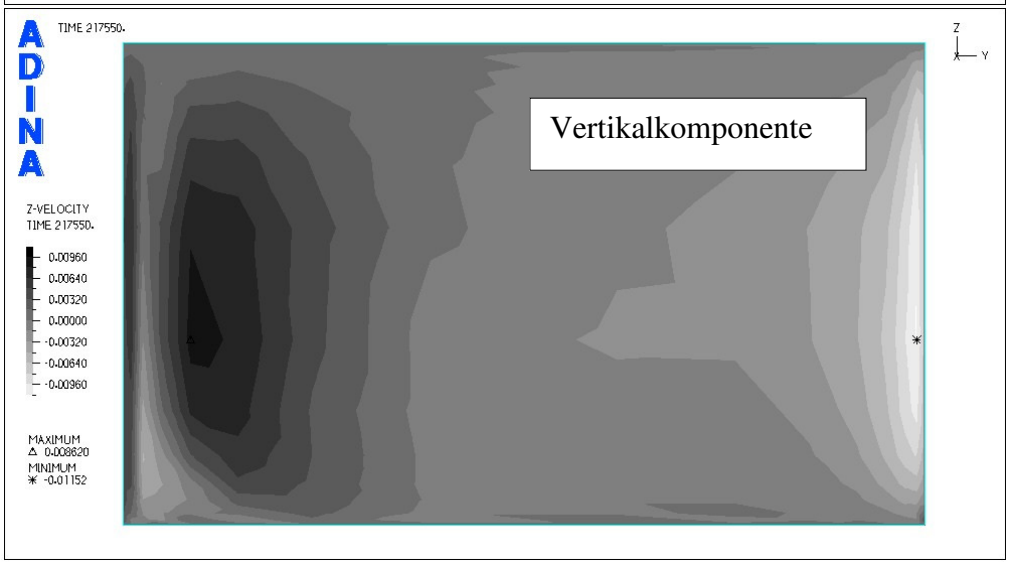




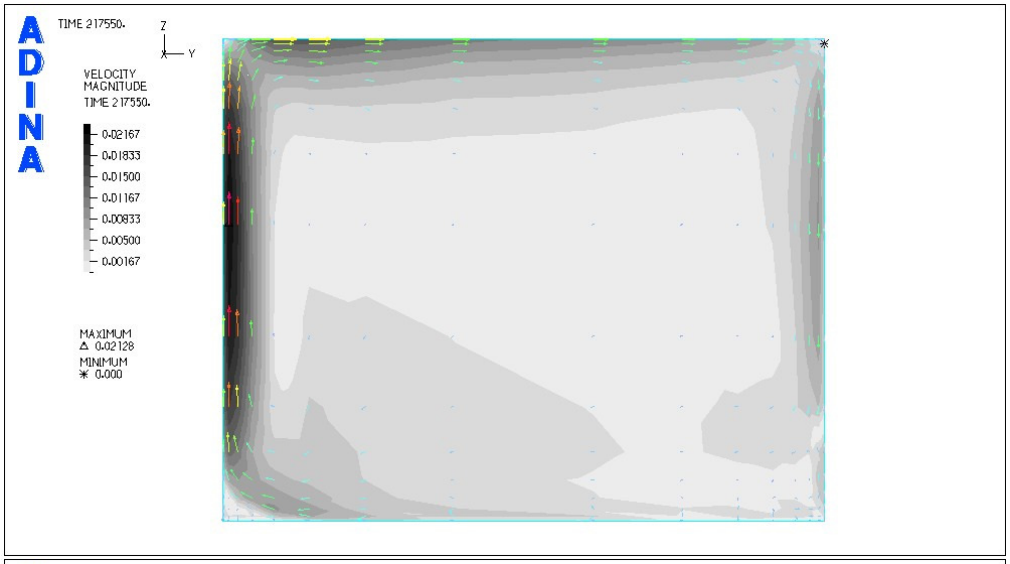
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 4m)

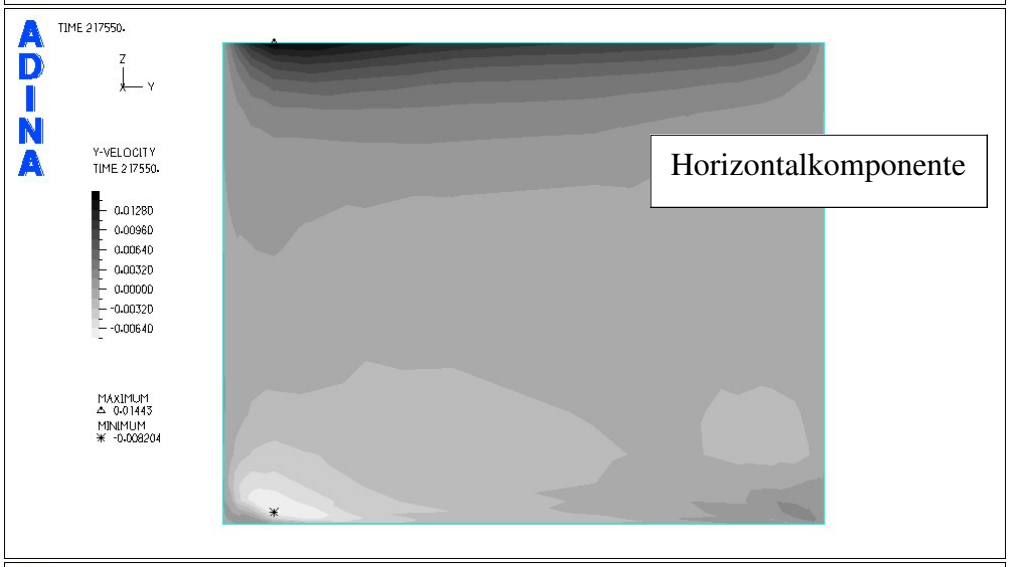


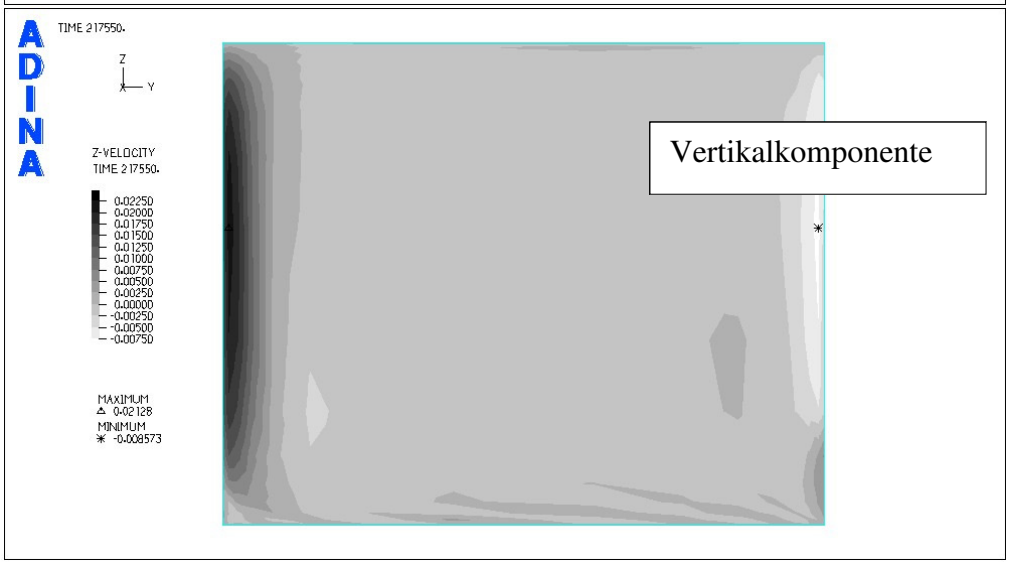




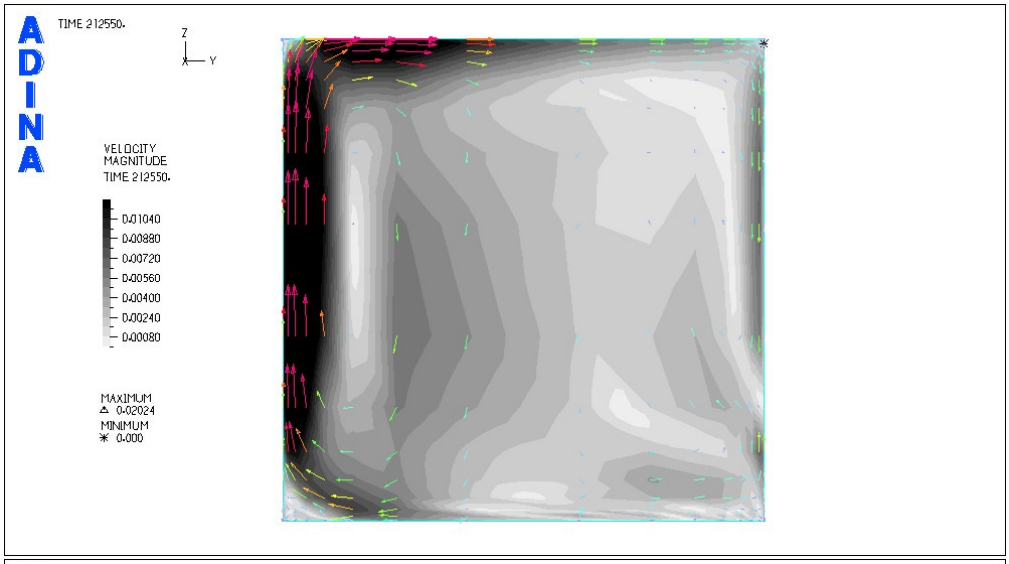
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 6m)

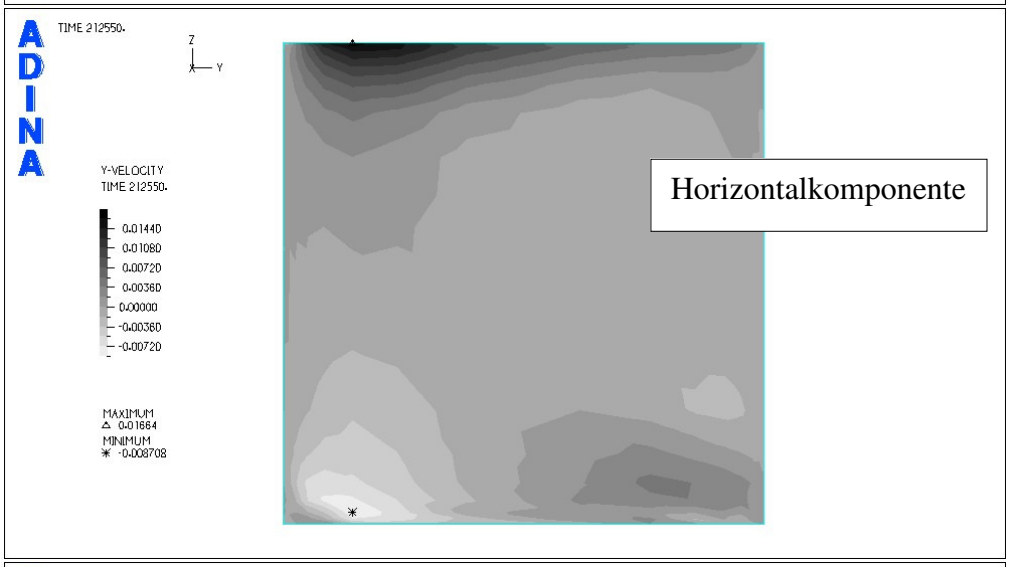


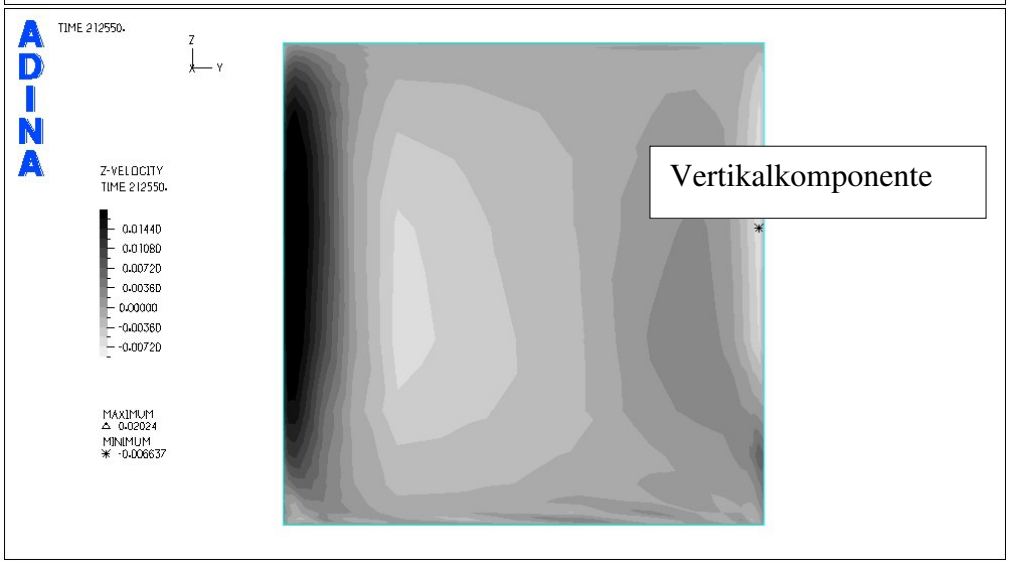




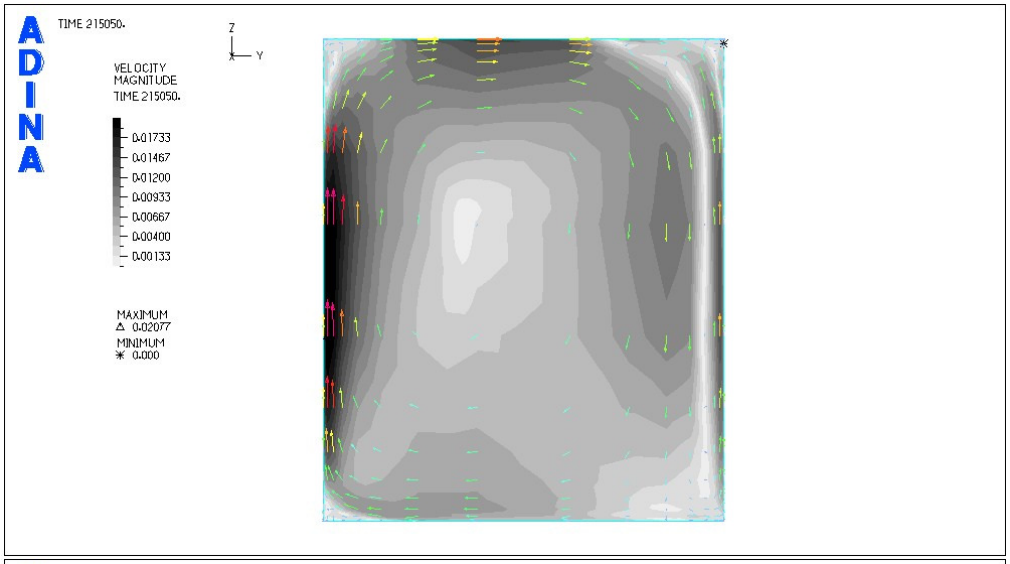
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 8m)

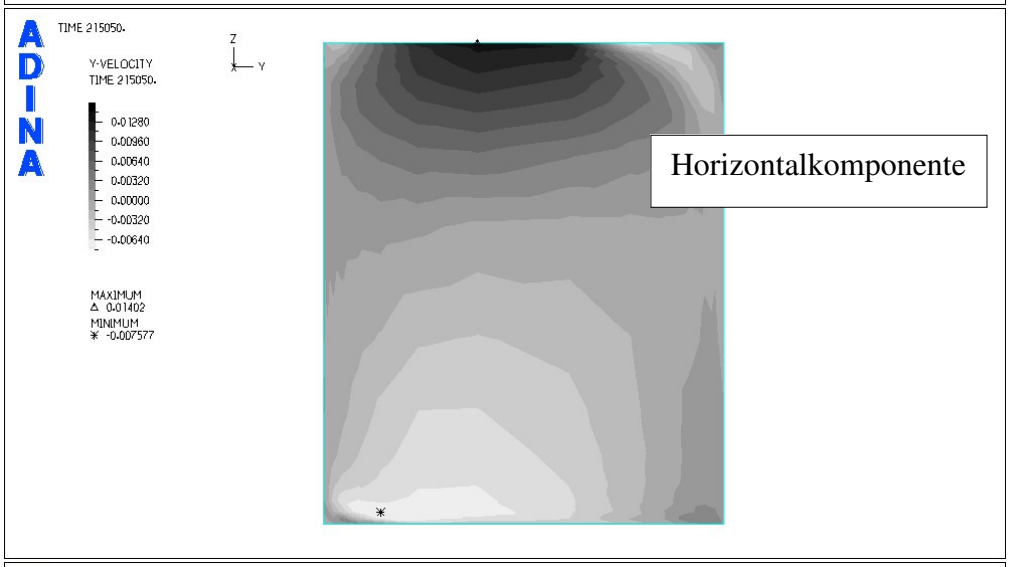


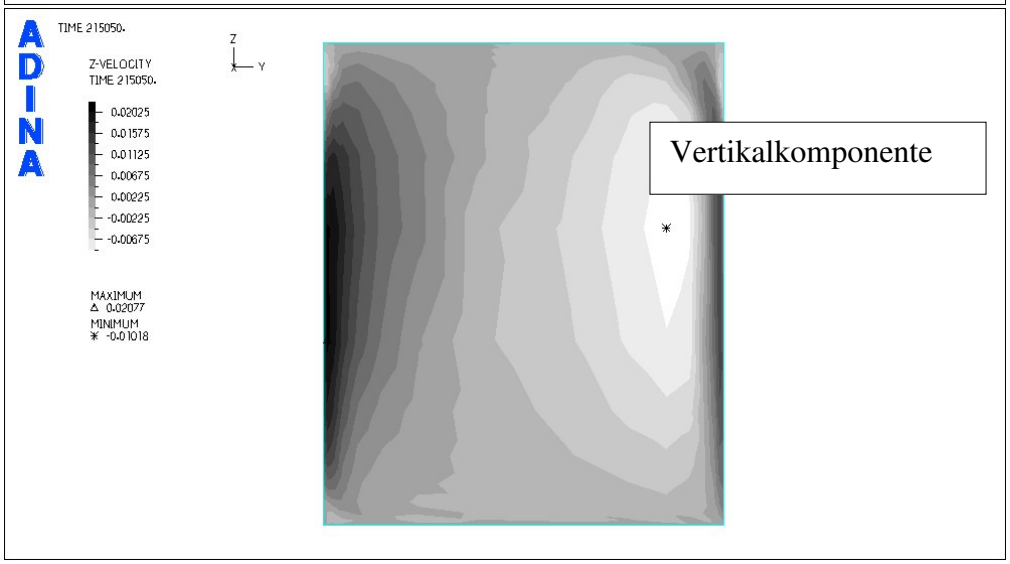




Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 10m)



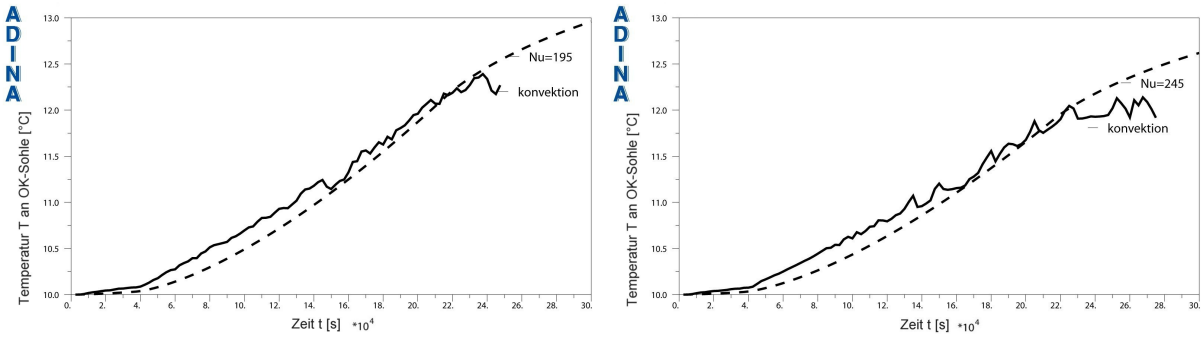




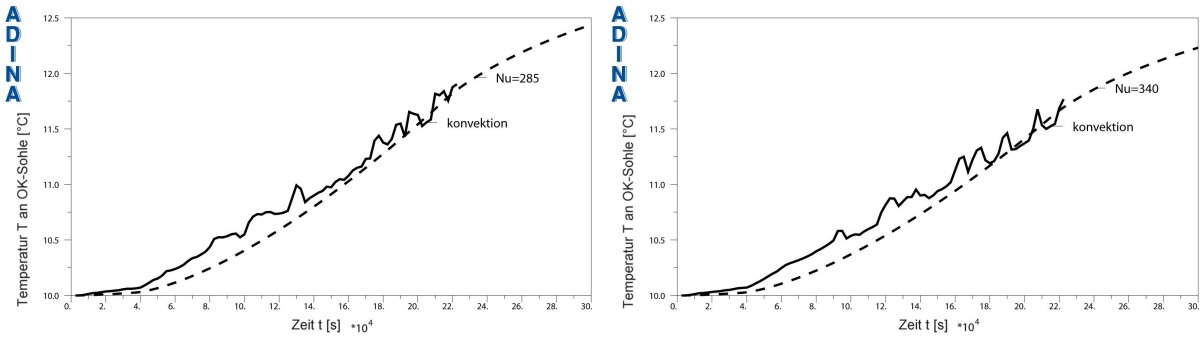
Stromvektoren und Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Geschwindigkeit (Tiefe 12m)

Anhang A6/3

Temperaturvergleich am Ersatzsystem mit konstanten Leitfähigkeiten (Nusselt-Zahlen)



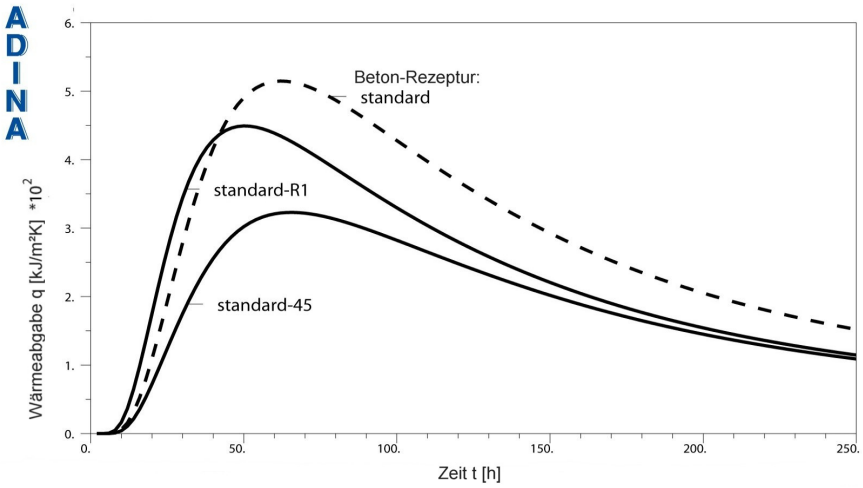
Temperaturvergleich mit konstanter Nu-Zahl für 4m und 6m Wassertiefe



Temperaturvergleich mit konstanter Nu-Zahl für 8m und 12m Wassertiefe

Anhang A6/4

Temperaturvergleich bei unterschiedlicher Wärmeabgabe verschiedener Betonrezepturen

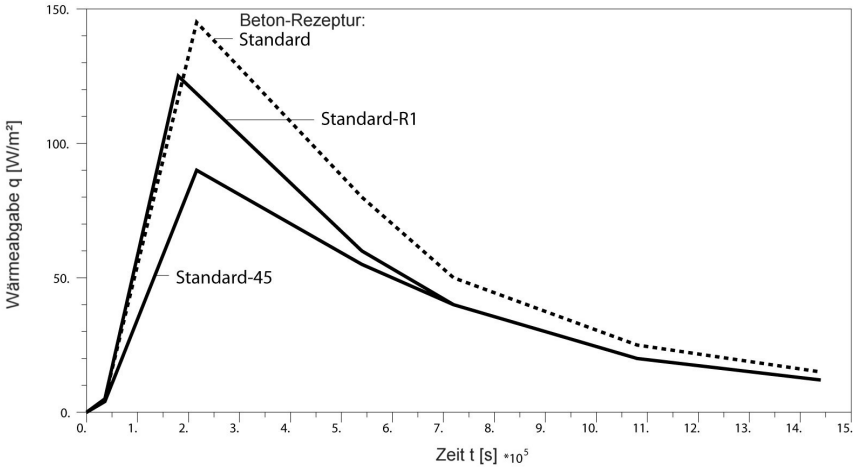


„Standard“ : Tad = 65K, c1 = -1,10 tk = 25h

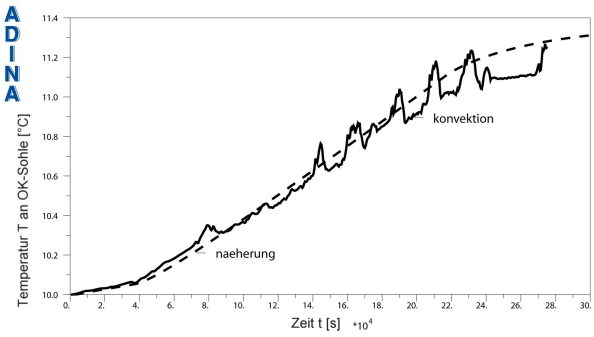
„Standard-45“ : Tad = 45K, c1 = -1,10 tk = 25h

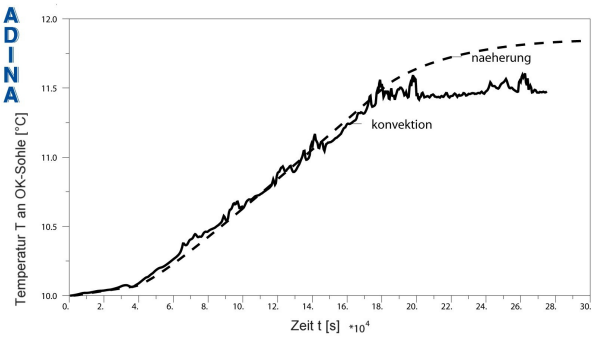
„Standard-R1“ : Tad = 50K c1 = -1,185, tk = 17,5h

Wärmeabgabe q der Plattenoberseite für drei unterschiedliche Betonrezepturen



Angesetzte „Standard-Wärmeabgaben“ q(t) (Umrechnung kJ/h in Watt:1/3,6)

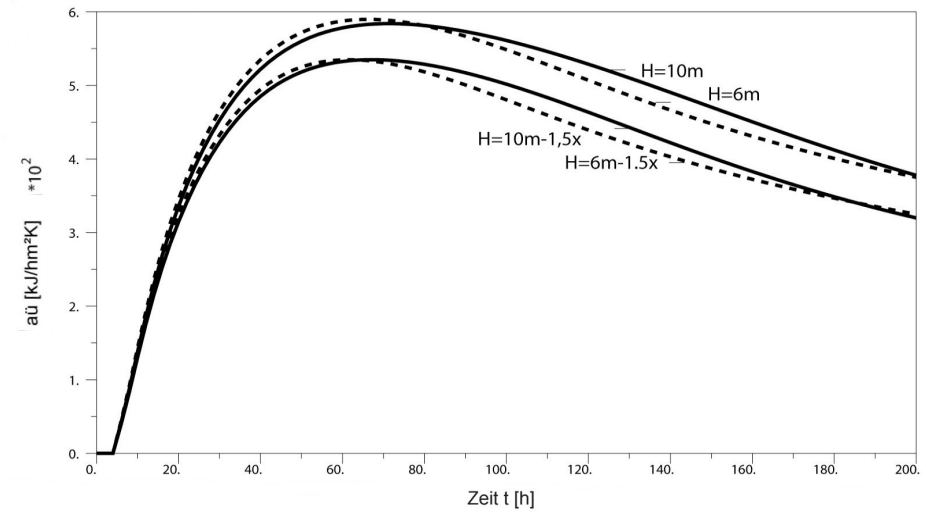




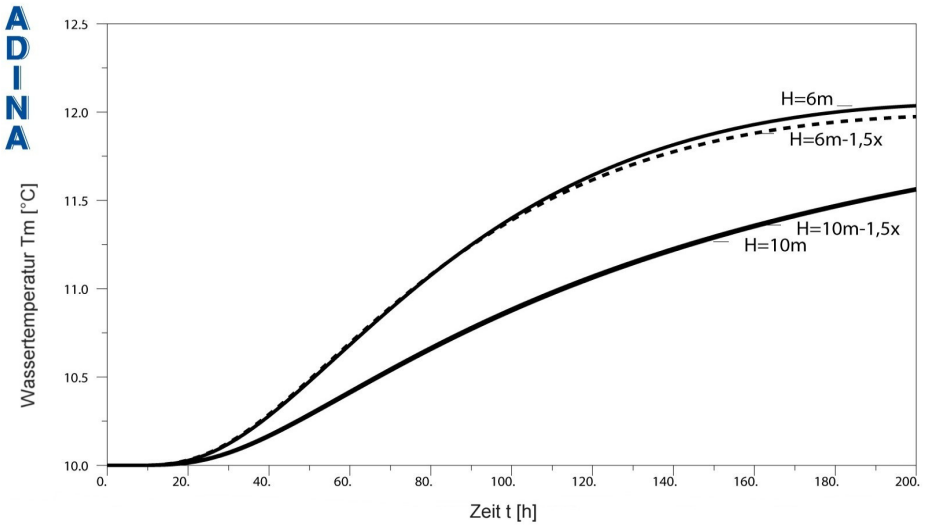
Temperaturvergleich bei Näherung für „Standard-45“ und „Standard-R1“-Beton (H=10m)

Anhang A6/5

Wärmeübergangswerte und mittlere Wassertemperatur T_∞



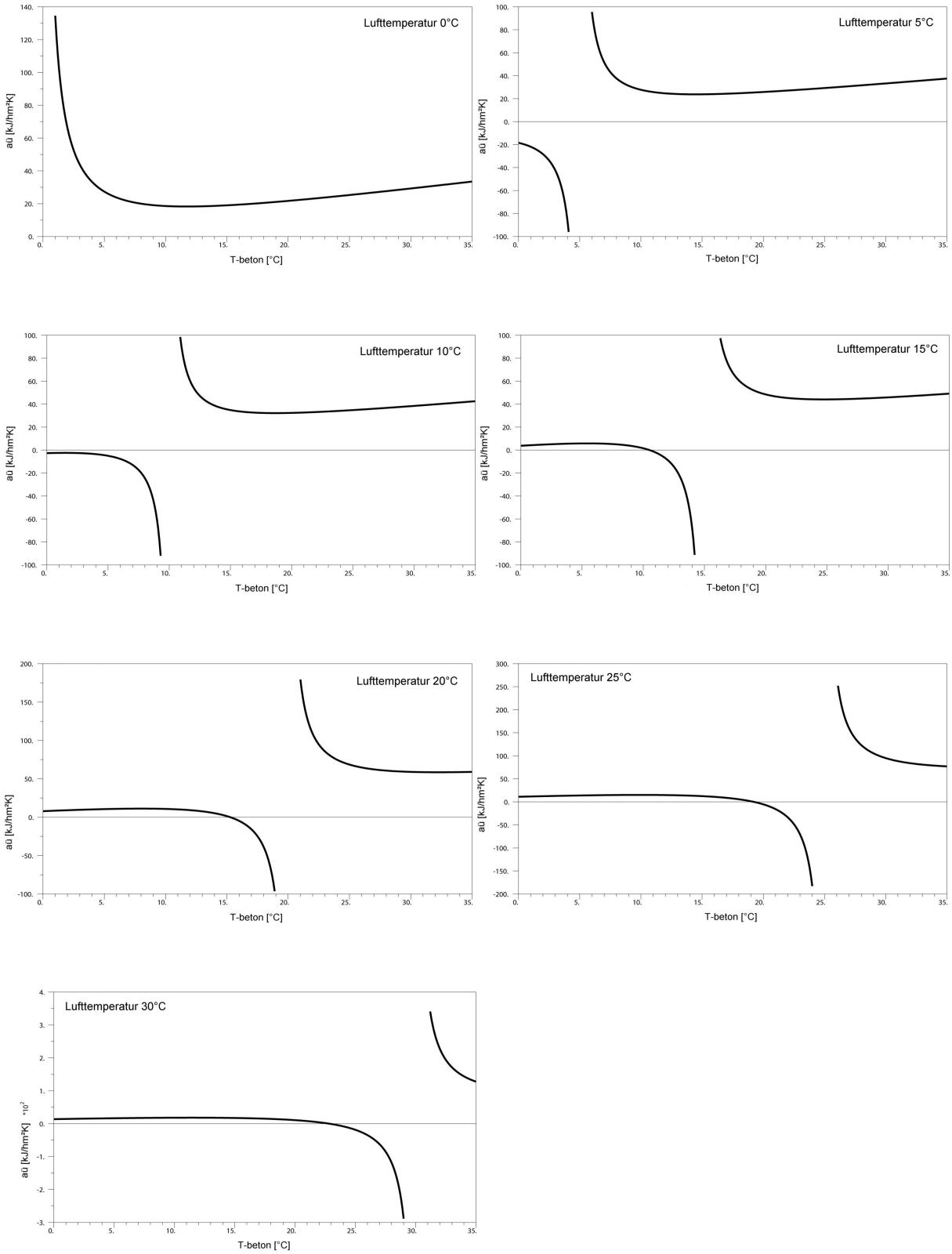
Variable Wärmeübergangswerte nach Gl. 6.15 bei 1-facher und 1,5-facher Ersatzwärmeleitfähigkeit des Wassers am „Ersatzsystem“ (s. Abb. 6.29) für Wassertiefe H= 6 bzw. 10m



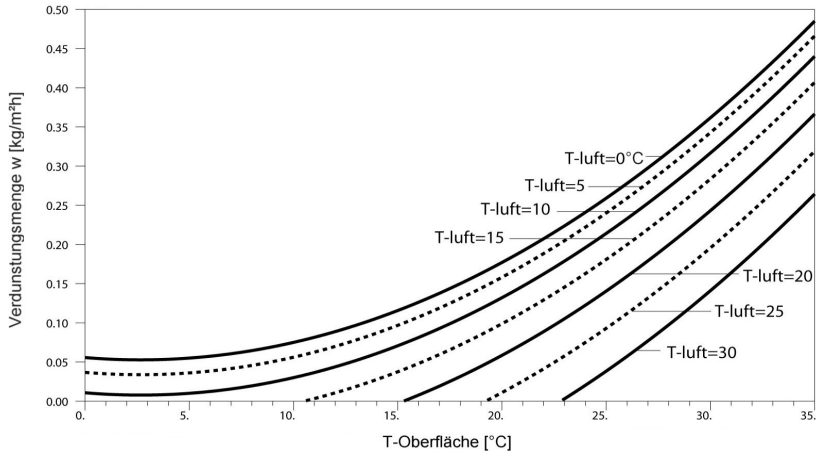
Mittlere „Umgebungstemperatur“ im Baugrubenwasser des „Ersatzsystems“ bei 1-facher und 1,5-facher Ersatzwärmeleitfähigkeit des Wassers für Wassertiefe H= 6 bzw. 10m

Anhang A6/6

Wärmeübergangswerte $\alpha_{ü}$ aufgrund der Oberflächenverdunstung bei unterschiedlichen Lufttemperaturen gem. Gl. 6.20

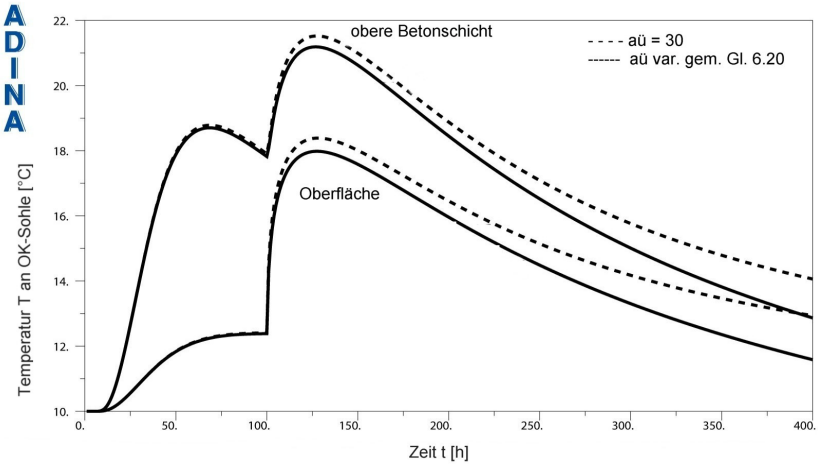


Verdunstungsmengen bei unterschiedlichen Lufttemperaturen

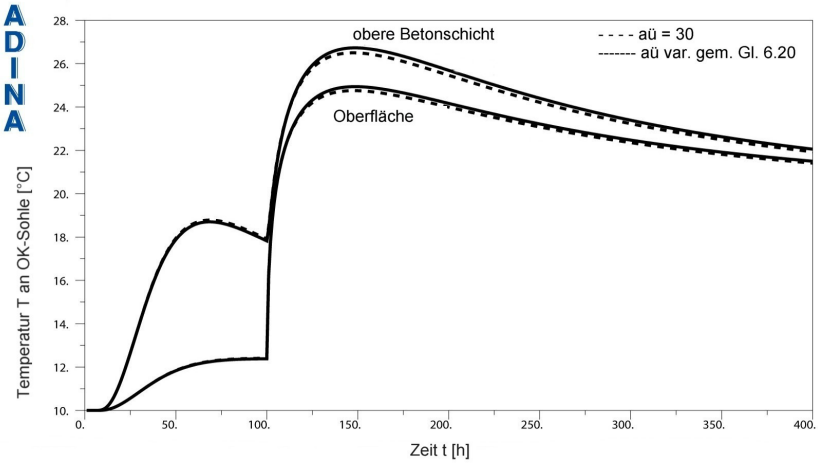


Näherungsparabeln für Wasser-Oberflächenverdunstung bei unterschiedlichen Temperaturen

Näherung mit konstantem $\alpha_{ü}$ von 30kJ/hm²K



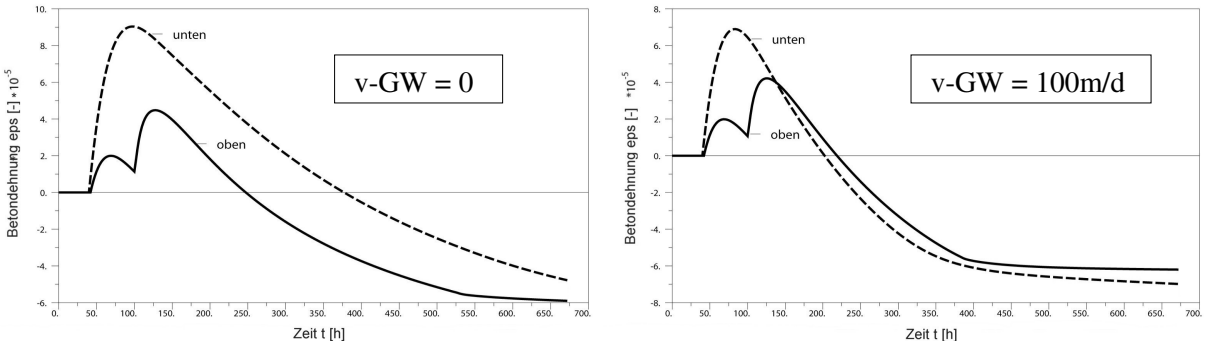
Temperaturvergleich an der Betonoberfläche und im oberen Bereich bei 10°C Lufttemperatur



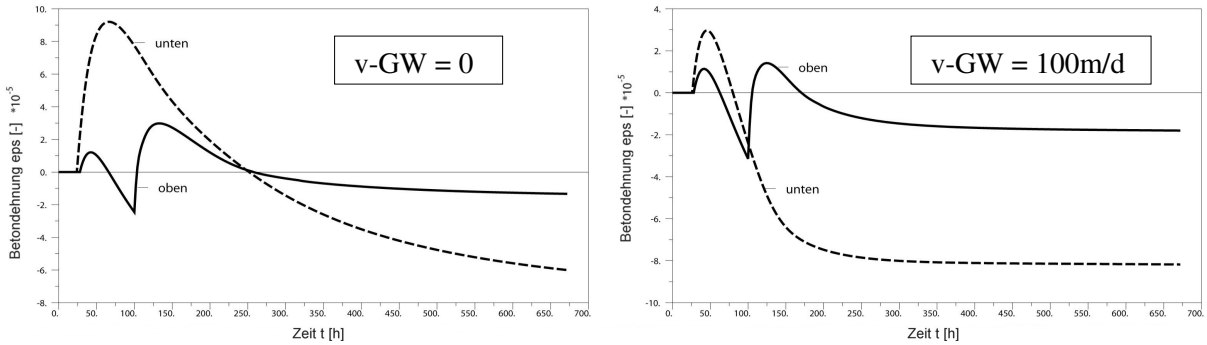
Temperaturvergleich an der Betonoberfläche und im oberen Bereich bei 20°C Lufttemperatur

Anhang A7/1

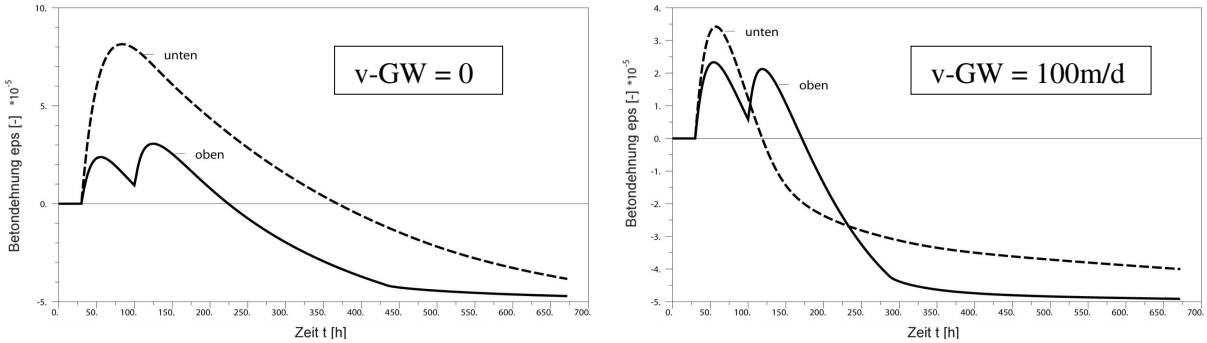
Dehnungsverläufe an Sohlen-Ober- und Unterseite



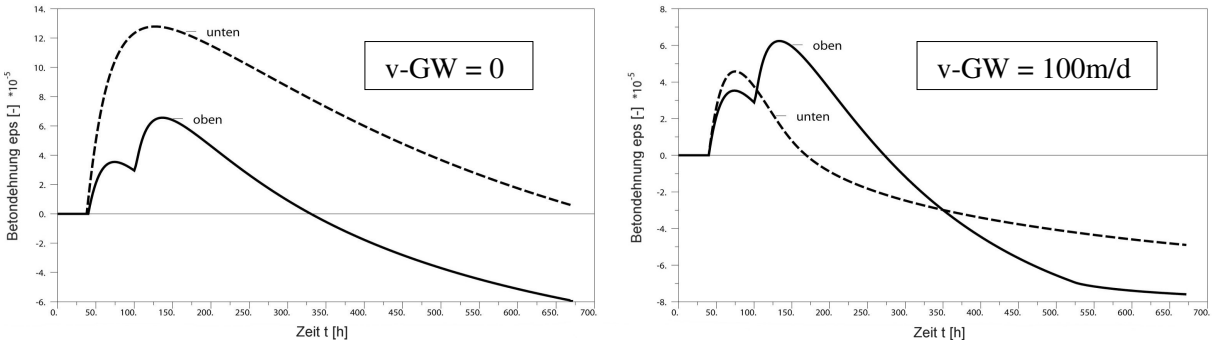
Dehnungen bei 0m/d und 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (d =1,20m) und 10°C



Dehnungen bei 0m/d und 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (d =1,20m) und 20°C



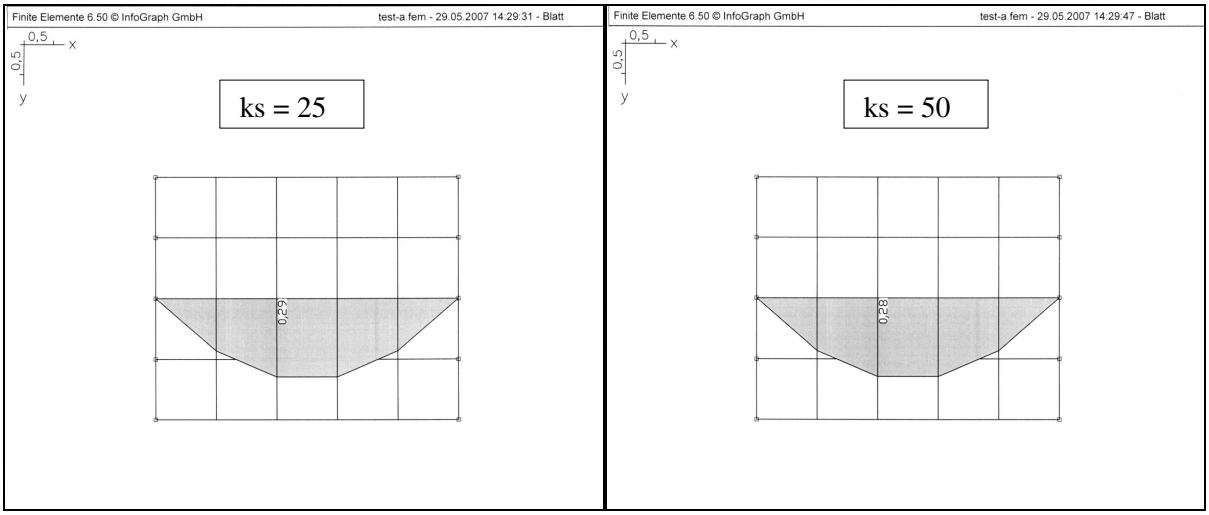
Dehnungen bei 0m/d und 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (d =1,20m) und veränderter Betonrezeptur



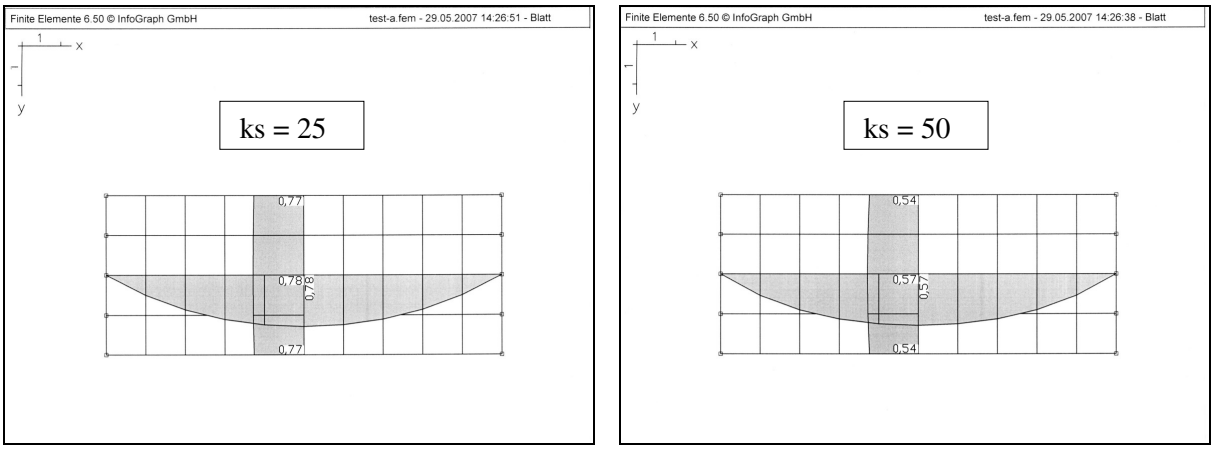
Dehnungen bei 0m/d und 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (d =1,80m) und 10°C

Anhang A7/2

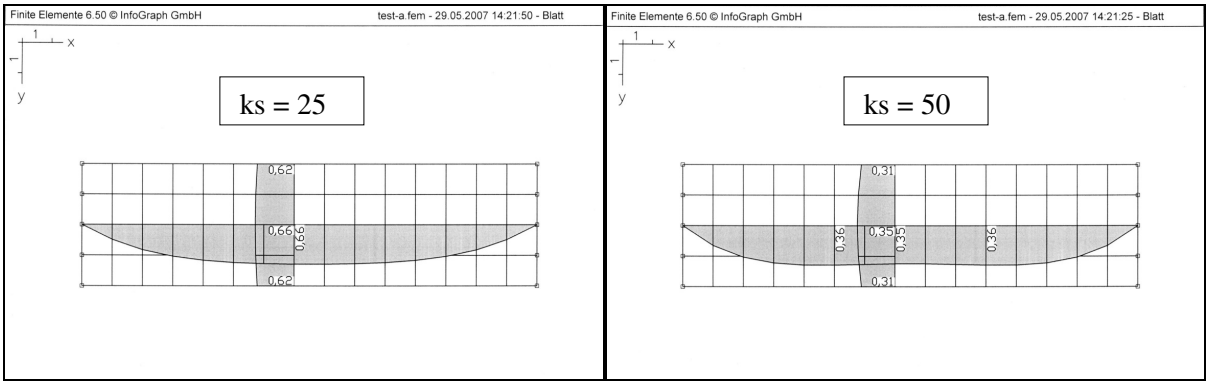
Plattensetzungen und Biegemomente bei negativer Krümmung und gebetteter Unterseite



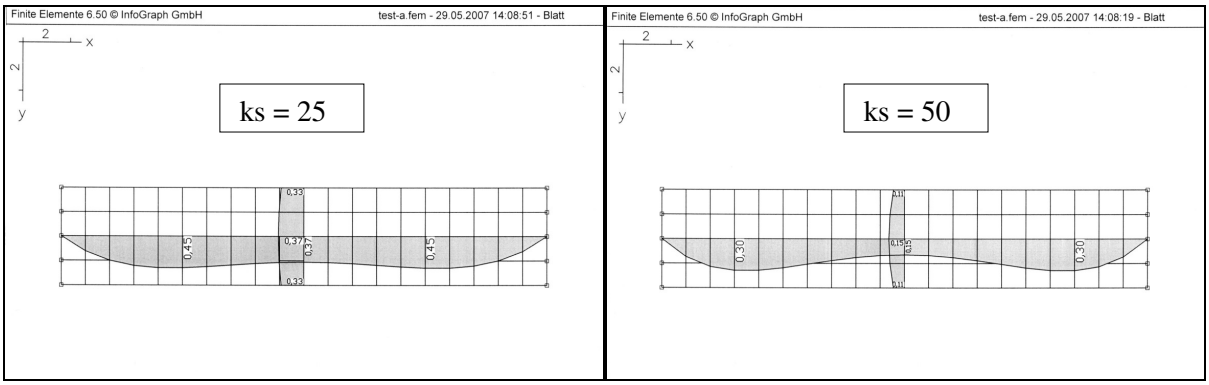
Einsenkung [mm] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 5m Plattenlänge



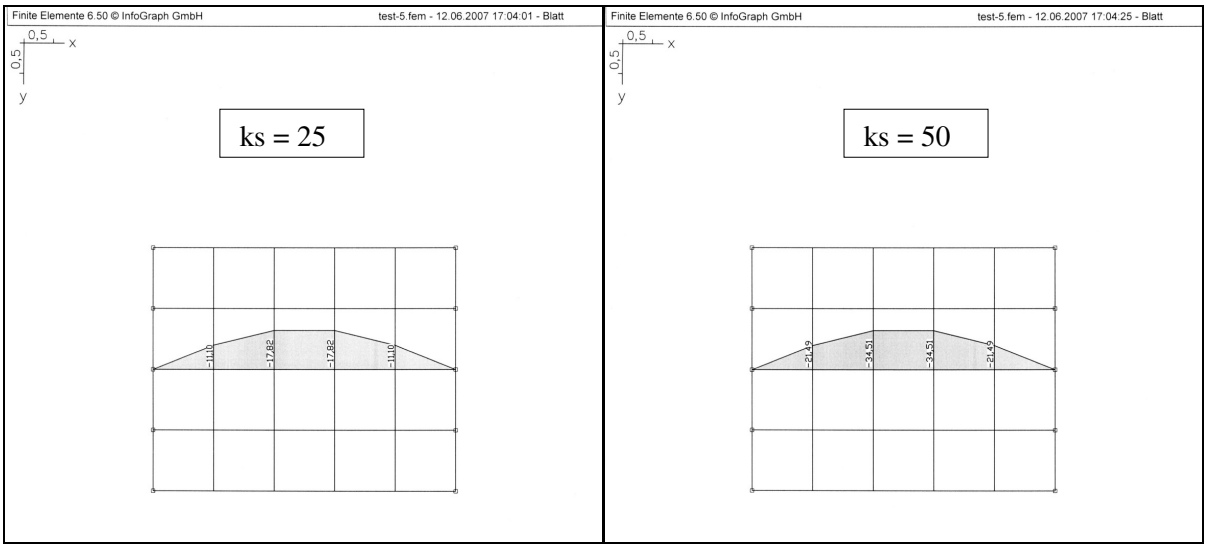
Einsenkung [mm] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 10m Plattenlänge



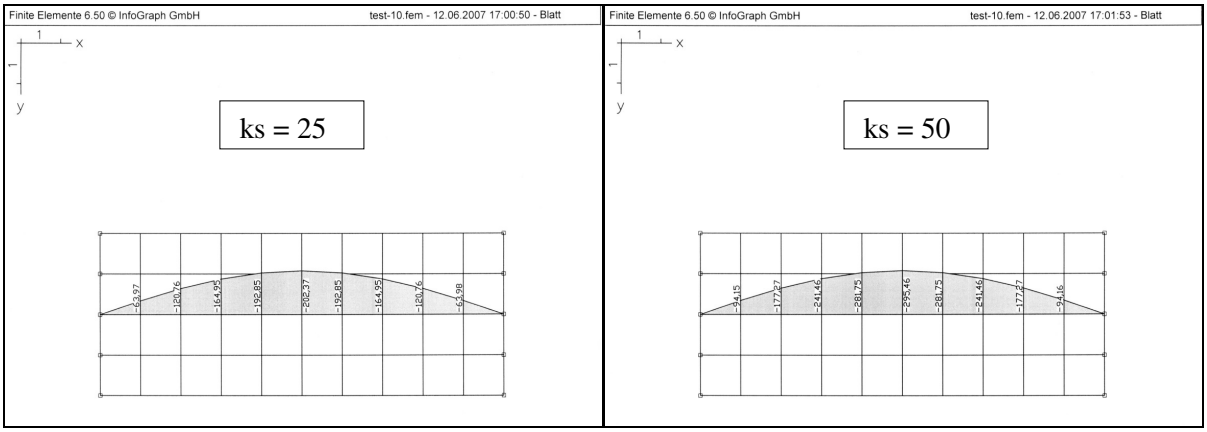
Einsenkung [mm] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 15m Plattenlänge



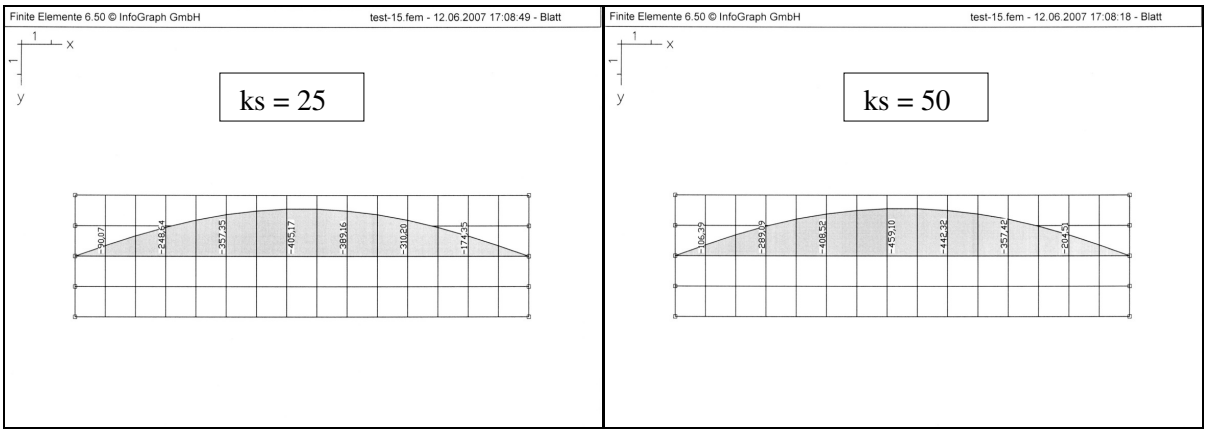
Einsenkung [mm] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 20m Plattenlänge



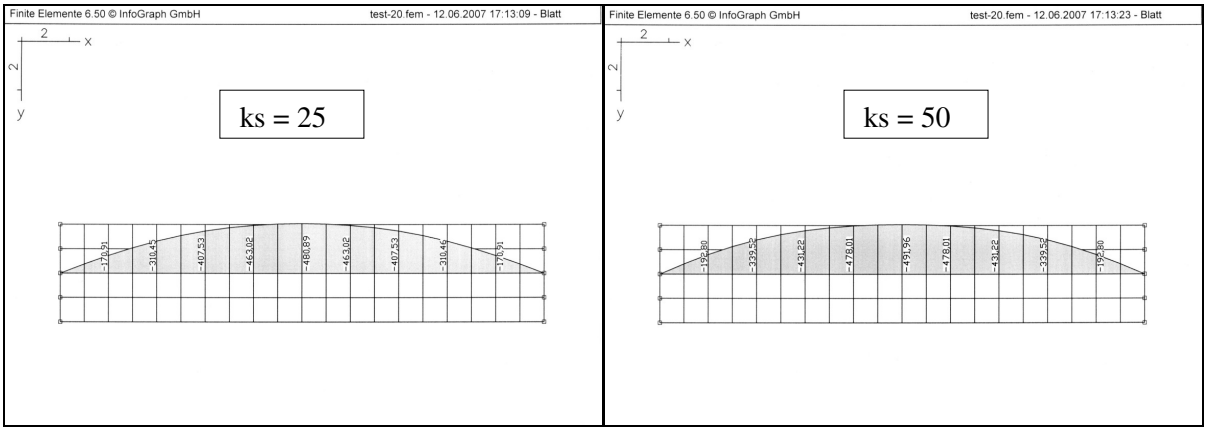
Biegemoment [kNm/m] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 5m Plattenlänge



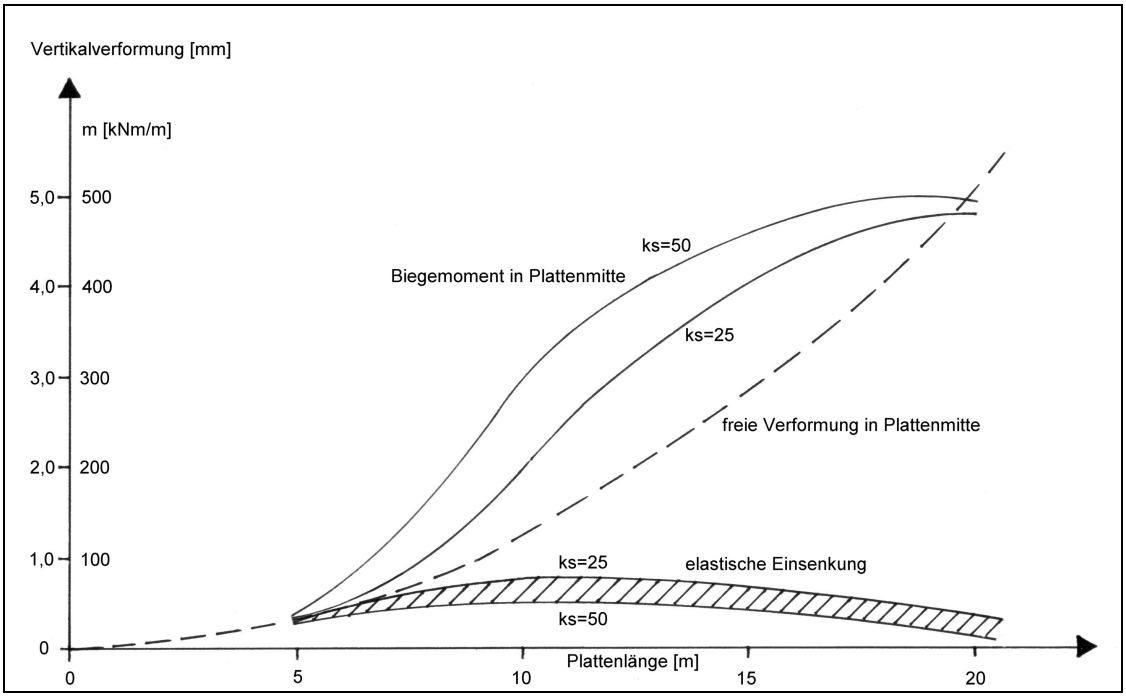
Biegemoment [kNm/m] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 10m Plattenlänge



Biegemoment [kNm/m] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 15m Plattenlänge



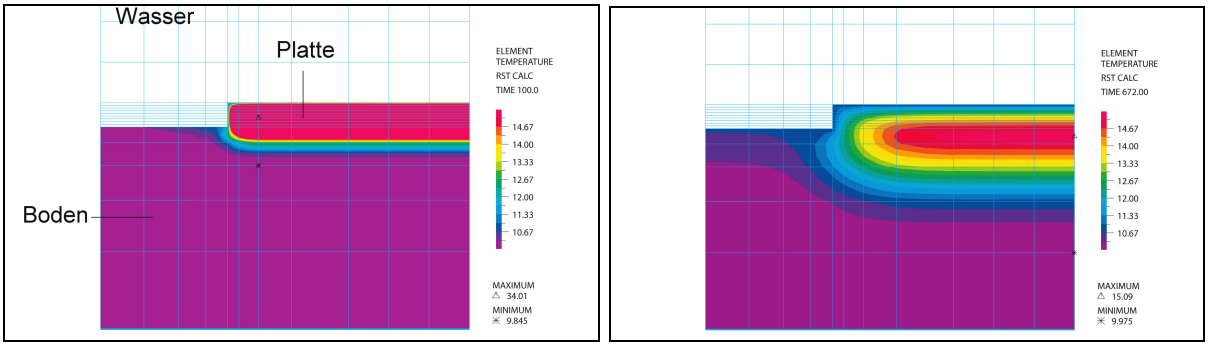
Biegemoment [kNm/m] bei ks =25/50 MN/m³ für w“ = 10e-5 und 20m Plattenlänge



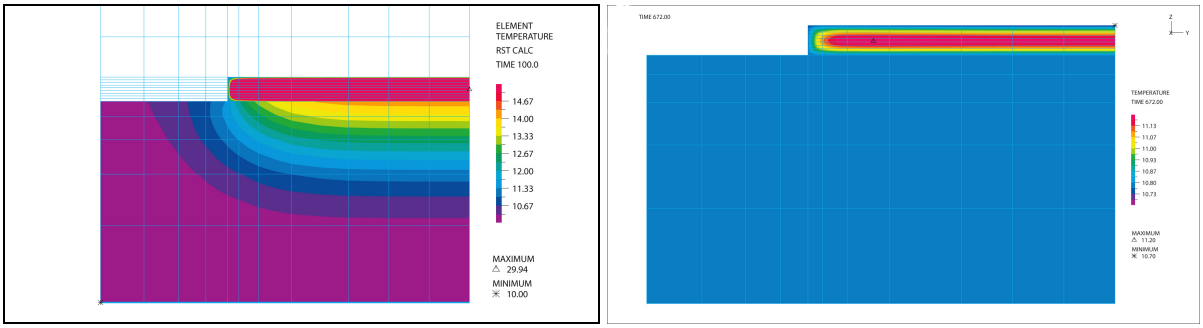
Vergleich der freien und „gebetteten“ Setzungen aus Krümmung w“ = -10e-5 und Biegemomente für d =1,2m in Abhängigkeit von der Plattenlänge

Anhang A7/3

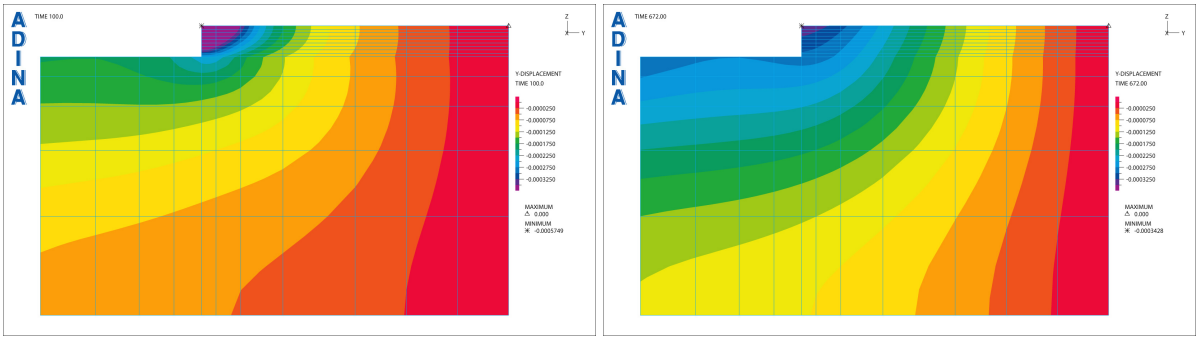
Temperatur- und Verformungsfelder in Boden und Platte



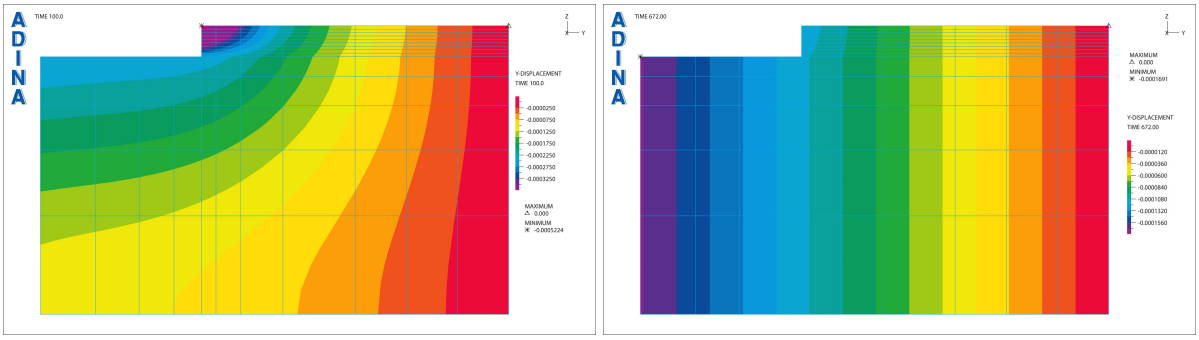
Temperaturfeld nach 100h und 28 Tagen bei 0m/d Grundwassergeschwindigkeit



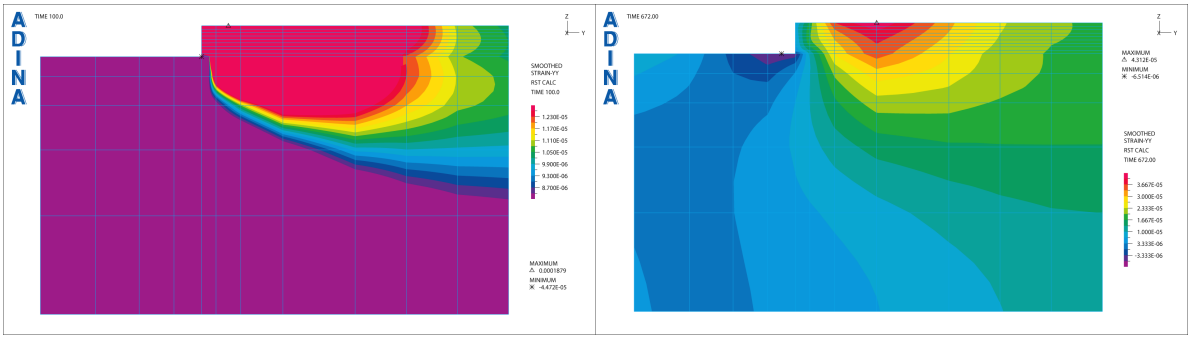
Temperaturfeld nach 100h und 28 Tagen bei 100m/d Grundwassergeschwindigkeit



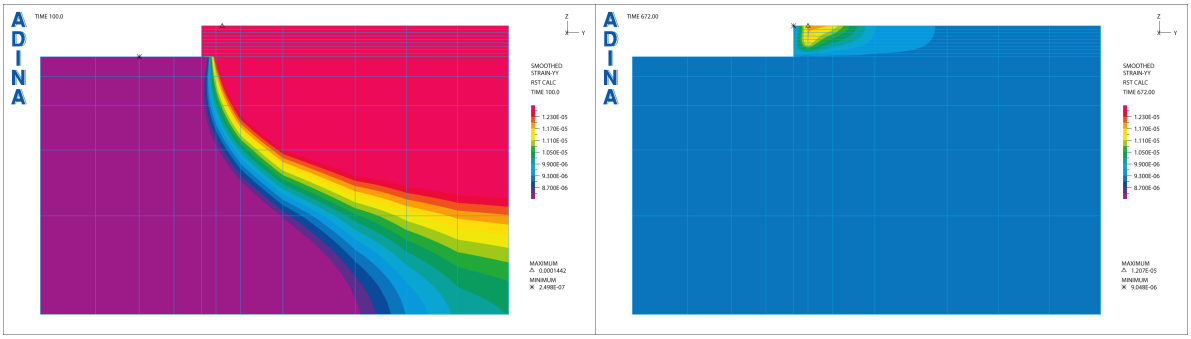
Verschiebungsfeld nach 100h und 28 Tagen bei 0m/d Grundwassergeschwindigkeit



Verschiebungsfeld nach 100h und 28 Tagen bei 100m/d Grundwassergeschwindigkeit



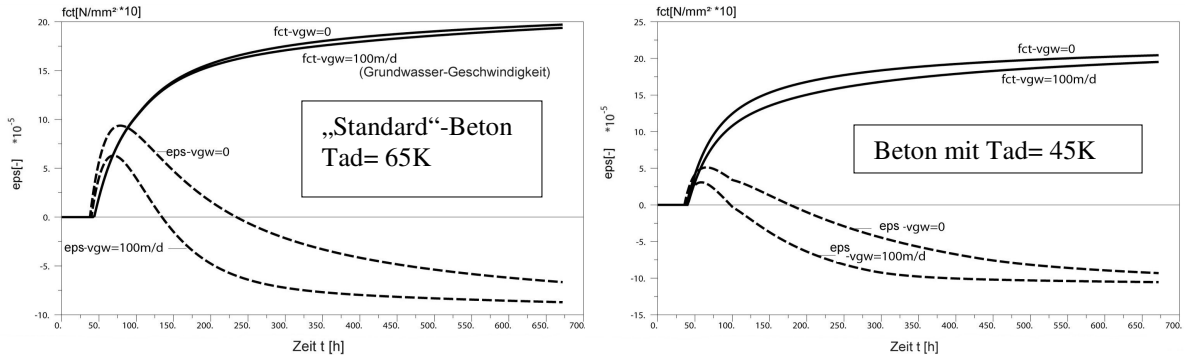
Dehnungsfeld nach 100h und 28 Tagen bei 0m/d Grundwassergeschwindigkeit



Dehnungsfeld nach 100h und 28 Tagen bei 100m/d Grundwassergeschwindigkeit

Anhang A7/4

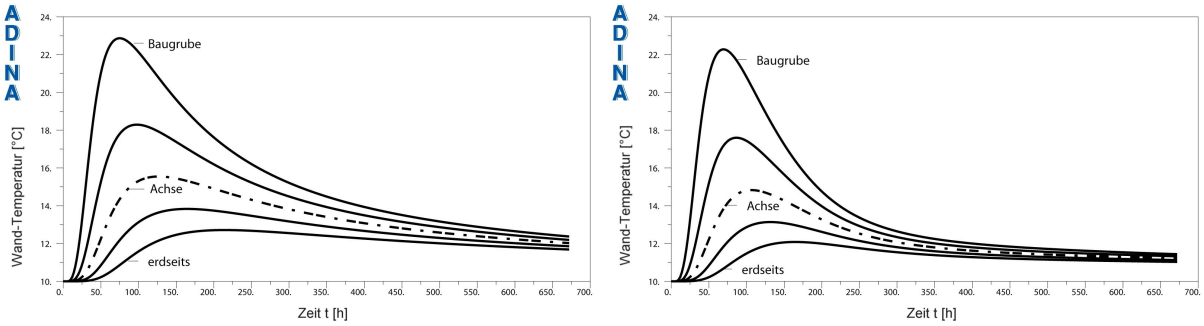
Zeitl. Zusammenhang zwischen Zugfestigkeits- und Dehnungsentwicklung



Verlauf von f-ct und Dehnung bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit für Betone mit unterschiedlicher Wärmeentwicklung

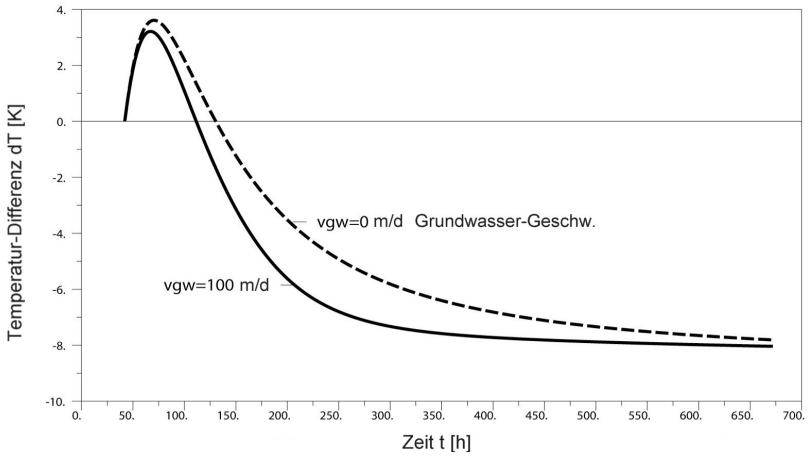
Anhang A7/5

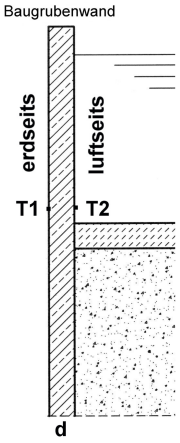
Temperaturverlauf im Schnitt über die Wanddicke (80cm) der Schlitzwand



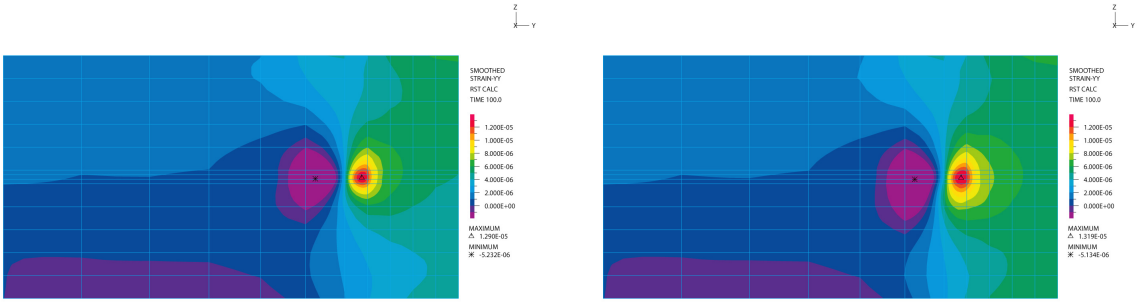
Wandtemperatur in Schlitzwand (an 5 Punkten im Querschnitt) bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit

Temperaturdifferenz $T_1 - T_2$ zwischen erd- und luftseitigem Rand ab Anfangshydratationsgrad beginnend (Schlitzwand)

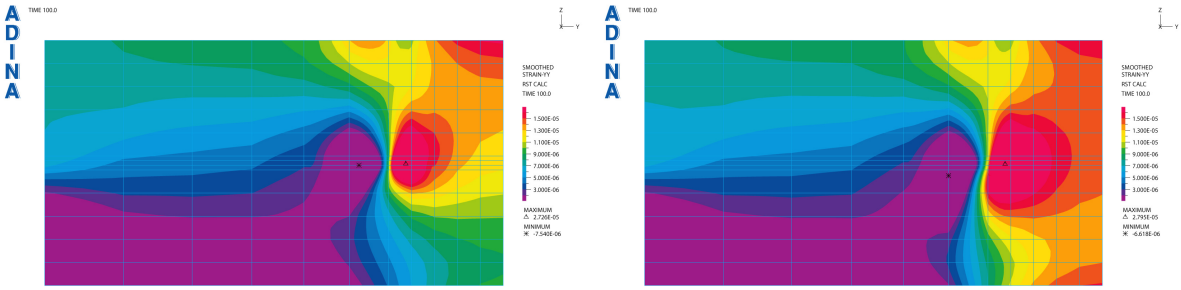




Dehnungsfelder in der Baugrubenwandebene im Bereich einer Arbeitsfuge in der Sohlplatte

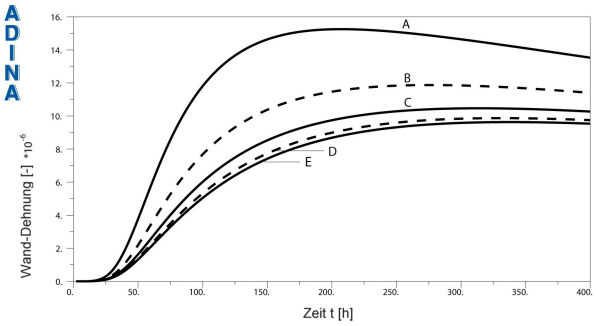


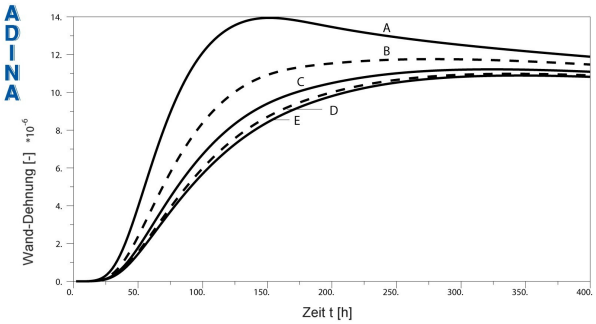
Dehnungsfeld nach 100h bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (Schlitzwand)



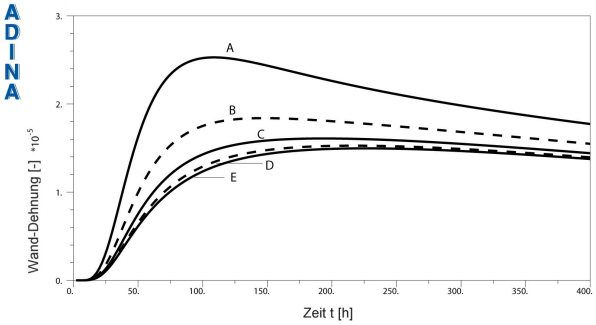
Dehnungsfeld nach 100h bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (Spundwand)

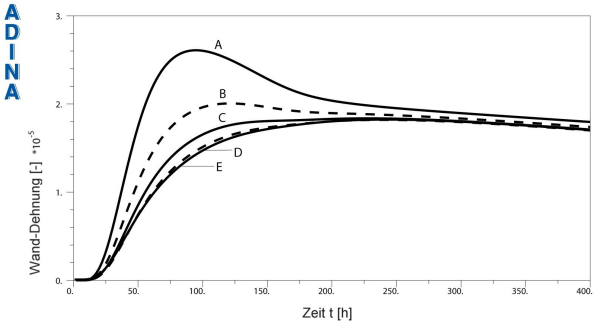
Dehnungsverlauf in der Baugrubenwandebene im Bereich einer Arbeitsfuge in der Sohlplatte



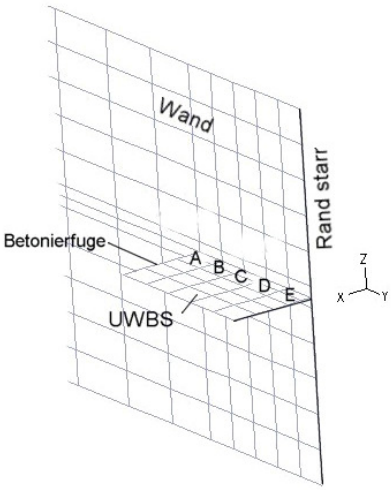


Dehnungsverlauf bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (Schlitzwand)
Punkte „A“ bis „E“: von der AF nach rechts weg verlaufend



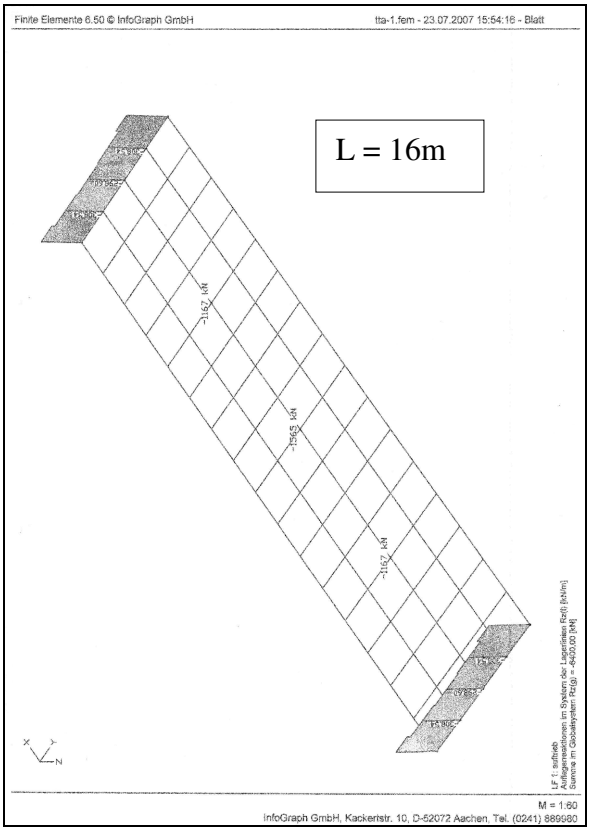


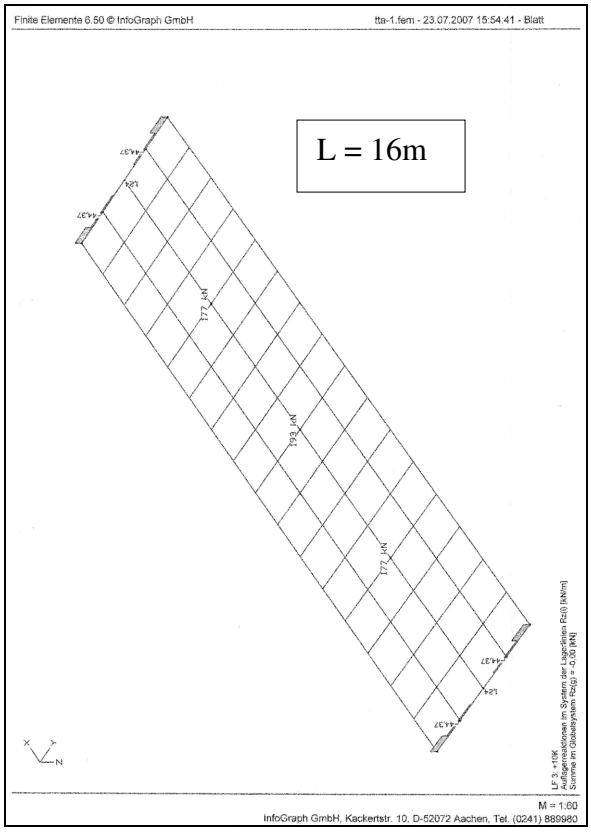
Dehnungsverlauf bei 0 bzw. 100m/d Grundwassergeschwindigkeit (Spundwand)
Punkte „A“ bis „E“: von der AF nach rechts verlaufend



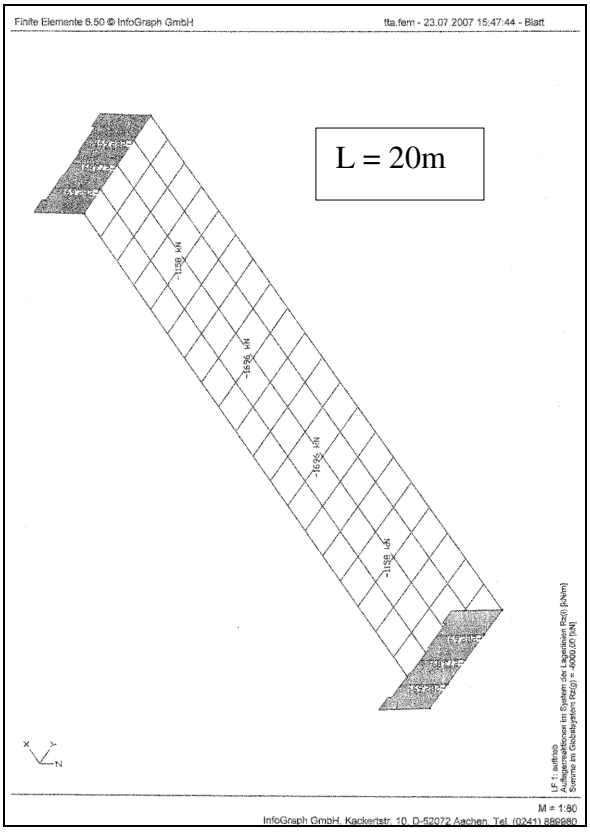
(Punkte „A“ bis „E“)

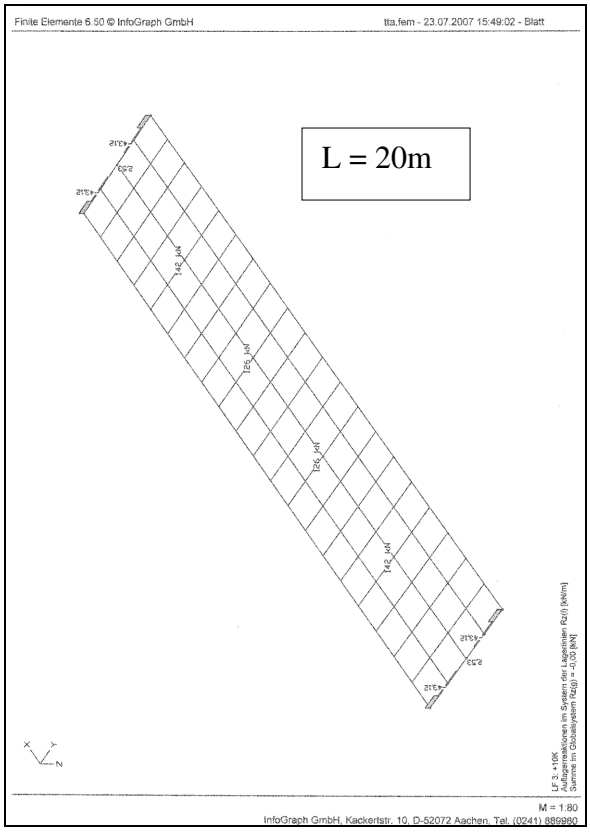
Anhang A7/6 Ankerkräfte unter Auftrieb und therm. Krümmung



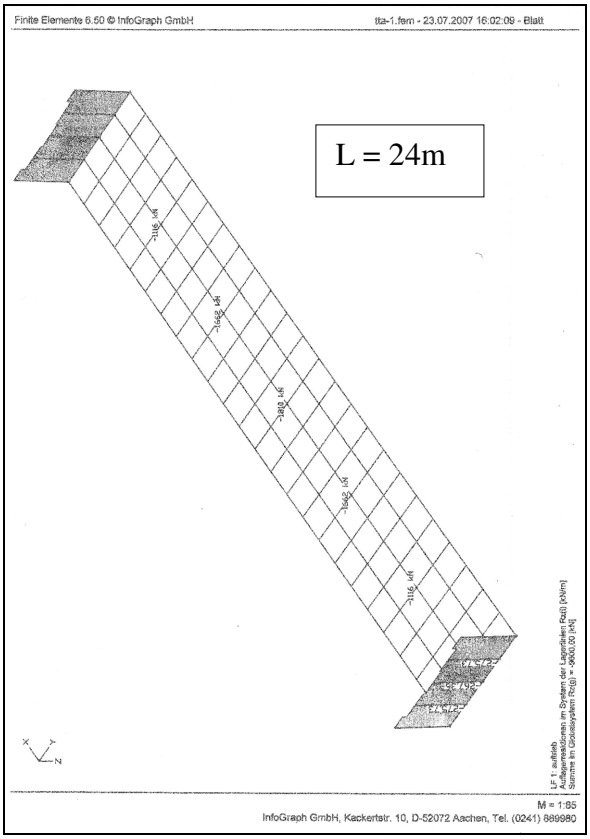


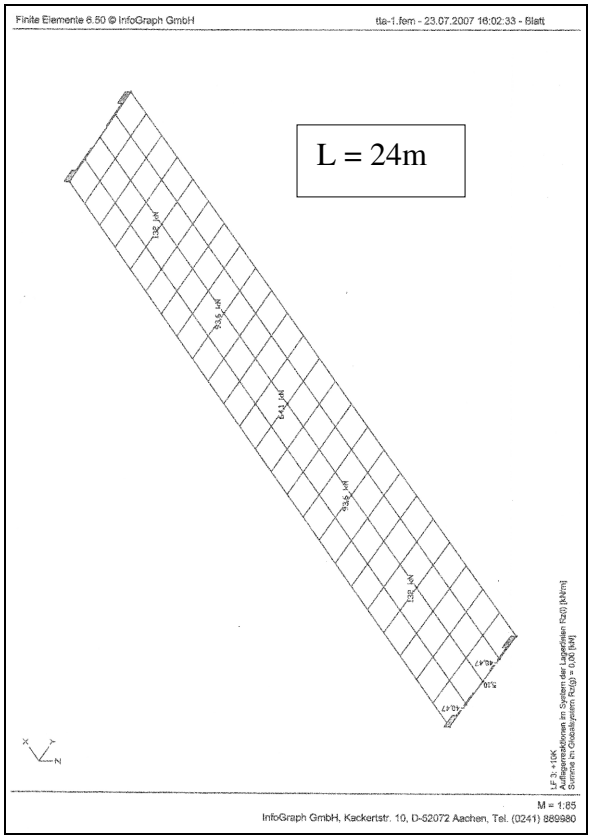
Ankerkräfte aus Auftrieb 100 kN/m² und Kräfteveränderung aus negativer Krümmung 10K/m





Ankerkräfte aus Auftrieb 100 kN/m² und Kräfteveränderung aus negativer Krümmung 10K/m

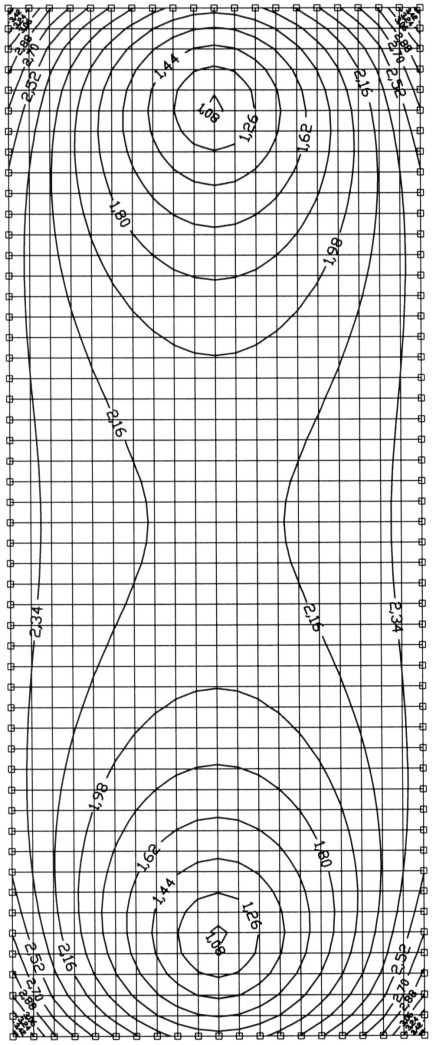


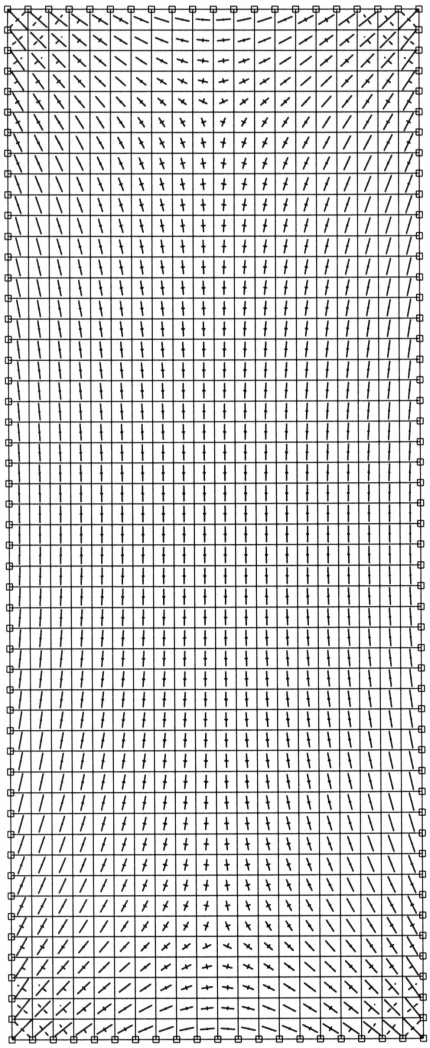


Ankerkräfte aus Auftrieb 100 kN/m² und Kräfteveränderung aus negativer Krümmung 10K/m

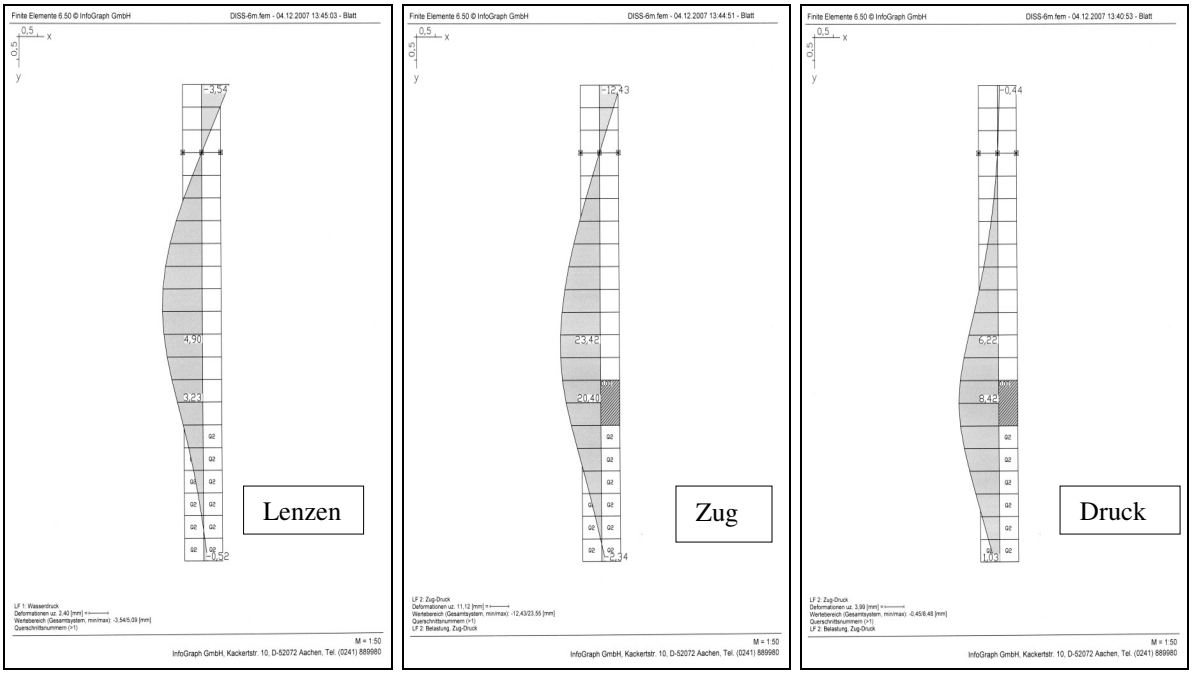
Anhang A7/7

Größe und Richtung der Hauptspannungen [N/mm²] bei gleichmäßiger Längs- und Querkontraktion der Sohlplatte um 0,01 % in länglichem Baugrubengrundriss

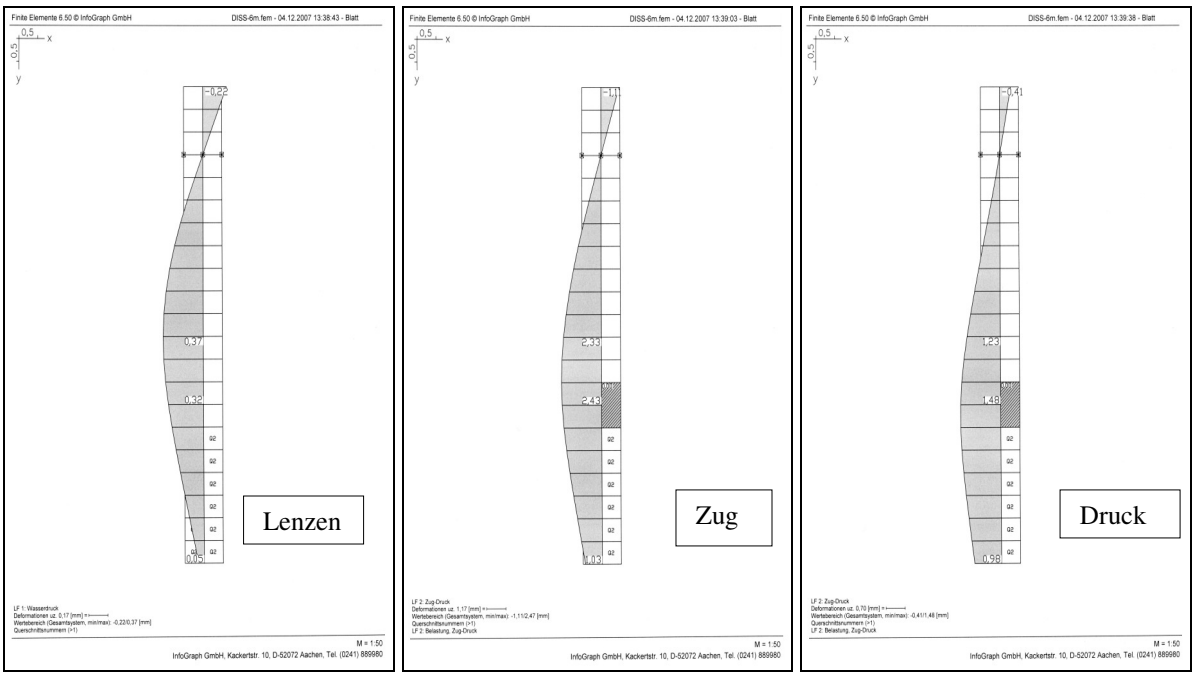




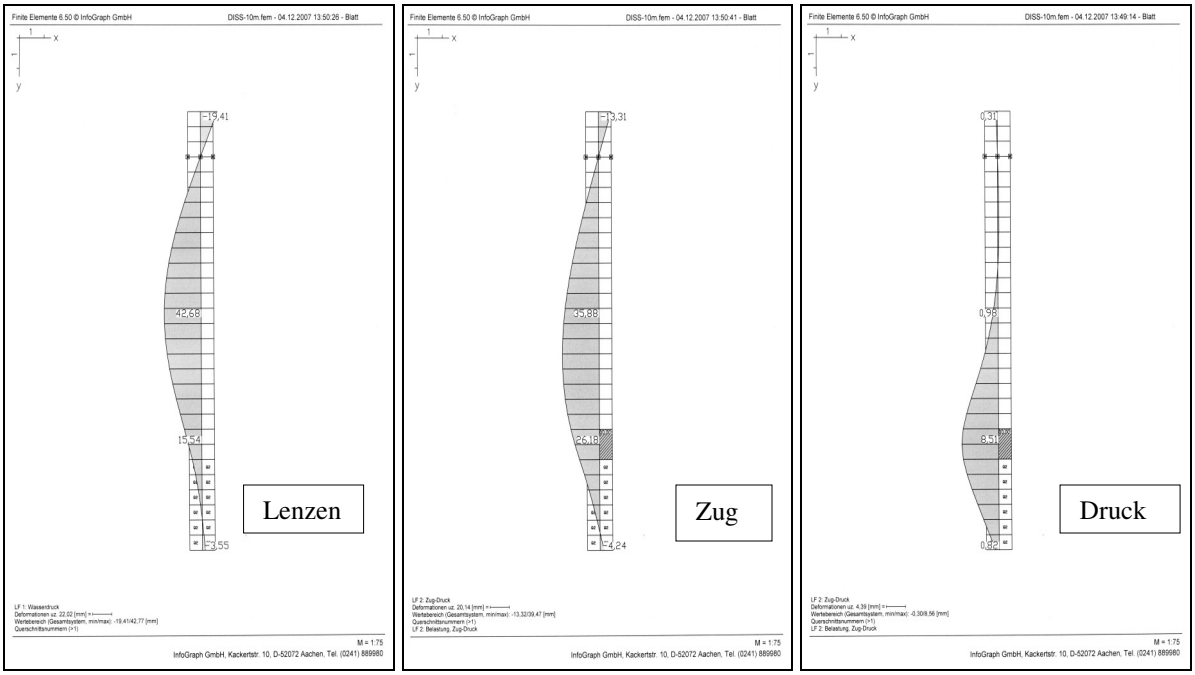
Verformung der horizontal gebetteten Baugrubenwand



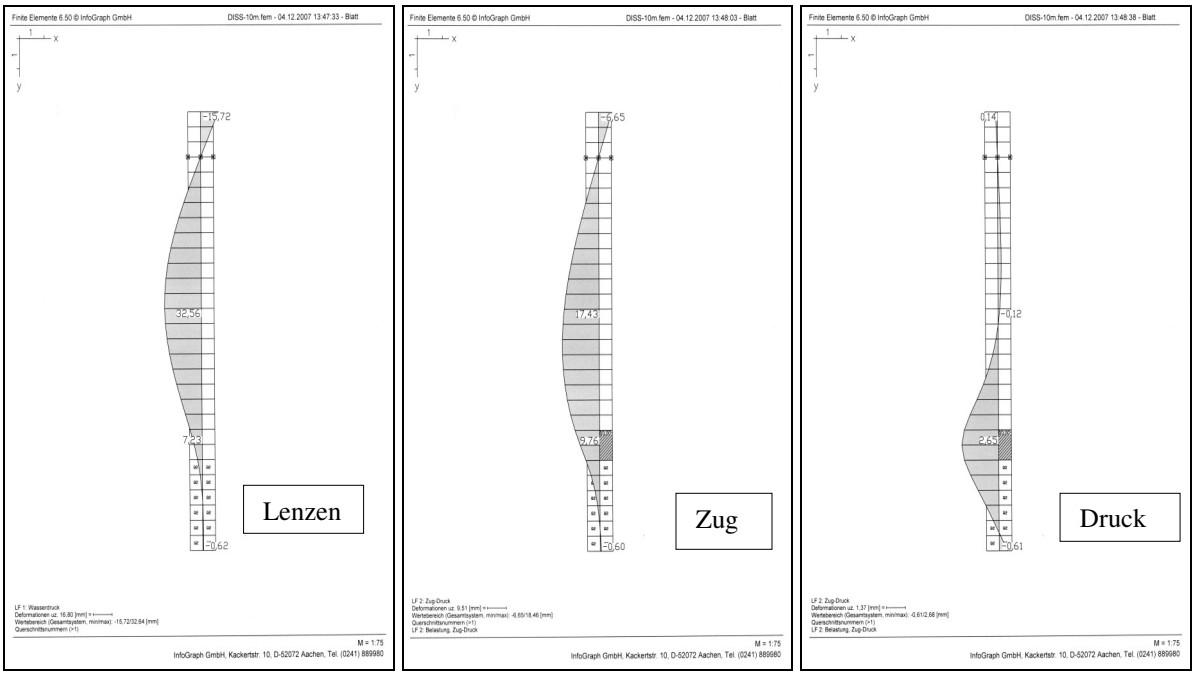
Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Spundwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =6m, E_s =50 MN/m²)



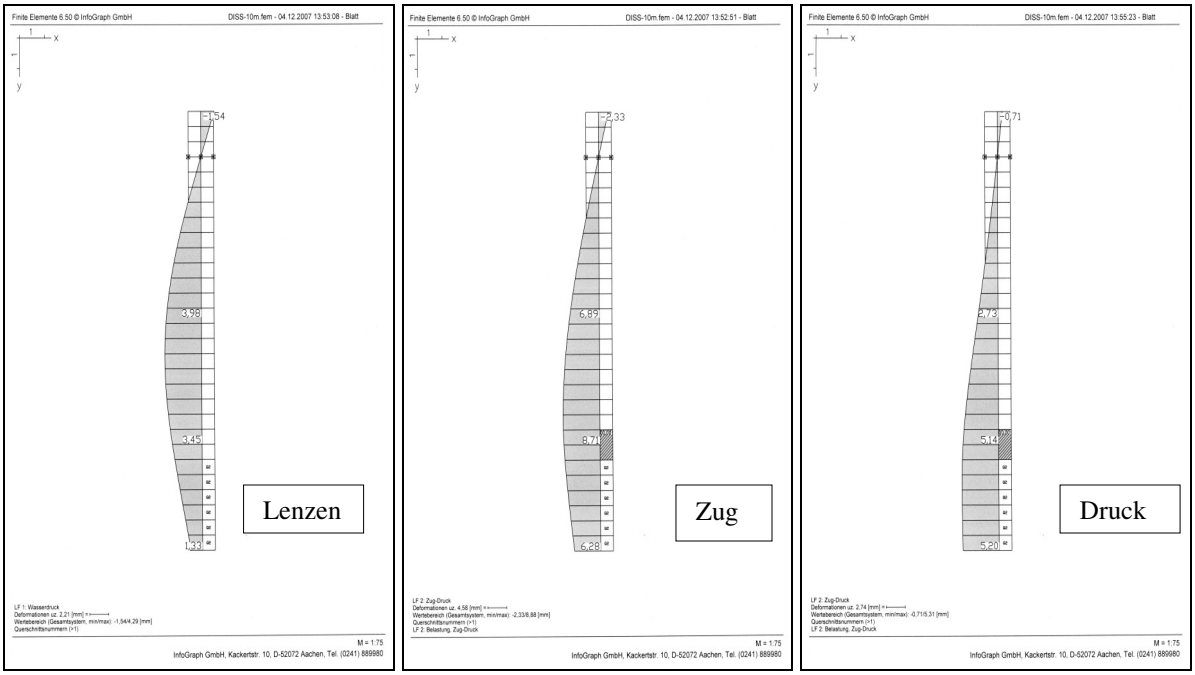
Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Betonwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =6m, E_s =200 MN/m²)



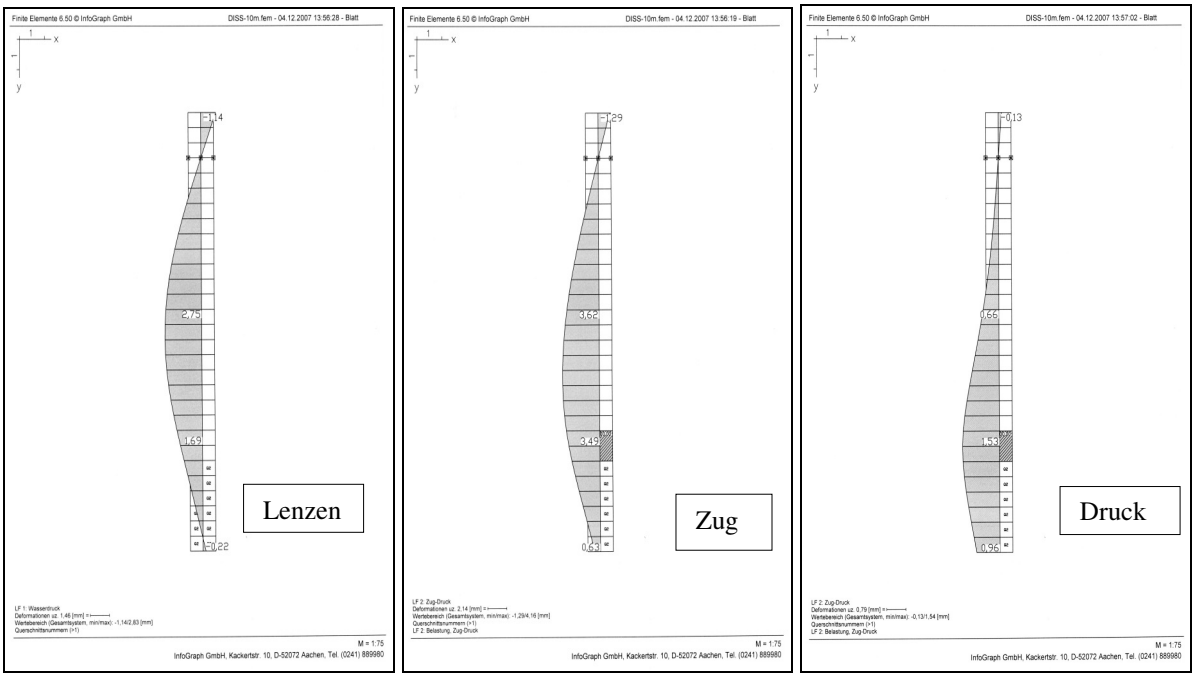
Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Spundwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =10m, E_s =50 MN/m²)



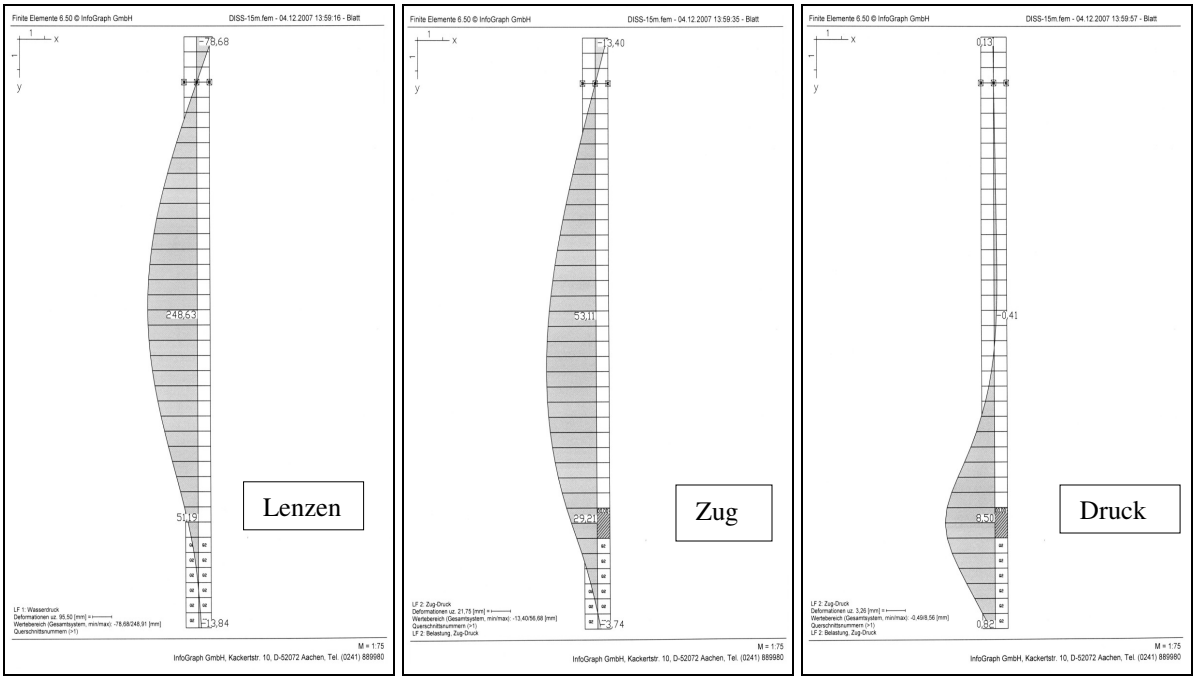
Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Spundwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =10m, E_s =200 MN/m²)



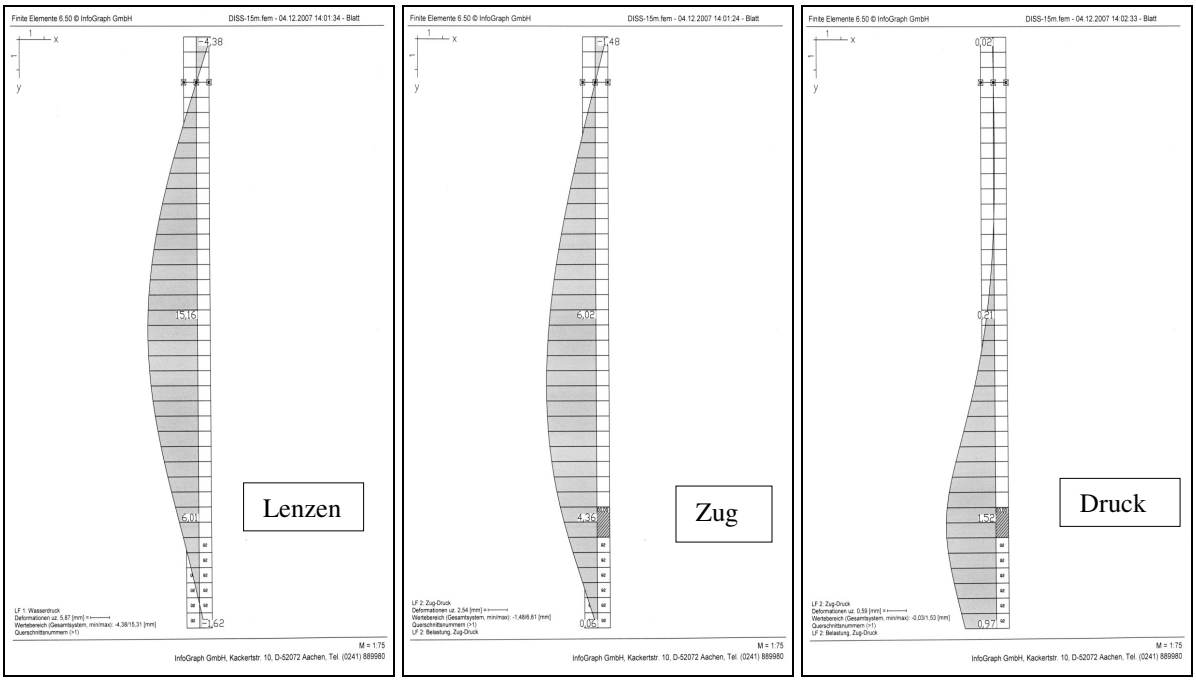
Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Betonwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =10m, E_s =50 MN/m²)



Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Betonwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =10m, E_s =200 MN/m²)



Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Spundwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =15m, E_s =50 MN/m²)



Horizontale Verformung einer einfach rückverankerten Betonwand beim Lenzen, auf Zug und auf Druck (1,0 N/mm²) in Sohlenhöhe (H =15m, E_s =200 MN/m²)

Anhang A8/1 Mischanweisungen der Versuchsrezepturen

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau		Prüfungsnummer	Dirnberger A

Kurzbeschreibung : Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton
Stahlfaserbeton

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 25/30	
angestr. Festigkeit	30	N/mm²
max. w/z	0,40	
Konsistenz		
Sieblinie	B 16	
Luftporen	1,0	Vol.-%
Mindestzementgehalt	500	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM I 32,5 R	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Schelklingen				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Faser 50/0,60	Bekaert Dramix	7,860	0,51		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	1,50	**Berechnung auf Zement**	
Verzögerer	Addiment Verzögerer VZ 1	1,100	0,40	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	30,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,57	w/z =	0,39
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	197 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			197	:	0,39	BM =	500,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,786 f2/z = 0,000 si/z = 0,000 Z = 280,00 kg/m³

CEM I 32,5 R HeidelbergCement	280,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,39
Wasser (abz. MS u. ZM)	192,16 kg/m³	w / z - Wert	0,70
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,60
SAFAMENT	220,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)	
Zement	90,3	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement	90,3
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	197,0					Wasser	197,0
Zusatzstoff	91,7	D.-% < 0.125	2,6	D.-% < 0.25	8,8	Zusatzstoff	91,7
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem	0,0
Luftporen	10,0	G	41,56	G	140,66	Luftporen	10,0
Faser 50/0,60	5,1					Faser 50/0,60	5,1
---	0,0					---	0,0
		Z	280,00	Z	280,00	G < 4 mm M.-% 58,2	357,8
Summe	394,1	F	220,00	F	220,00		
Volumen G	605,9	Summe	541,56	Summe	640,66	Summe	751,9 dm³

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**63,0**	381,7	2,600	992,50			992,50	**59,55**
Kies 4/8	**17,0**	103,0	2,670	275,03			275,03	**16,50**
Kies 8/16	**20,0**	121,2	2,730	330,83			330,83	**19,85**
Summe	100,0	605,9	----------	1598,36	----------	0,00	1598,36	95,90
Zugabewasser				----------		192,16	192,16	**11,53**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				192,16		192,16	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM I 32,5 R				280,00			280,00	**16,80**
Zement - Werk Schelklingen				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				220,00			220,00	**13,20**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
Faser 50/0,60 Bekaert Dramix				40,00			40,00	**2,40**
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2335,84			2335,84	140,15
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				4,20			4,20	**0,252**
Verzögerer Addiment Verzögerer VZ 1				1,12			1,12	**0,067**
bitte Fließmittel und Verzögerer zudosieren…								

UniBwM Institut für Werkstoffe des Bauwesens — Prüfungsnummer: Dirnberger B

Kurzbeschreibung : Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 25/30	
angestr. Festigkeit	30	N/mm²
max. w/z	0,55	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 16	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	380	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM II/B-S 32,5 R	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Leimen				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,40	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	30,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,57	w/z =	0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	229,5 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			230	:	0,54	BM =	425,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,118 — f2/z = 0,000 — si/z = 0,000 — Z = 380,00 kg/m³

CEM II/B-S 32,5 R HeidelbergCement	380,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	229,50 kg/m³	w / z - Wert	0,60
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,56
SAFAMENT	45,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)		
Zement	122,6	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement		122,6
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	229,5					Wasser		229,5
Zusatzstoff	18,8	D.-% < 0.125	2,1	D.-% < 0.25	6,9	Zusatzstoff		18,8
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem		0,0
Luftporen	5,0	G	34,79	G	114,31	Luftporen		5,0
---	0,0					---		0,0
---	0,0					---		0,0
		Z	380,00	Z	380,00	G < 4 mm M.-%	45,5	289,9
Summe	375,8	F	45,00	F	45,00			
Volumen G	624,2	Summe	459,79	Summe	539,31	Summe	665,8 dm³	

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**49,0**	305,8	2,600	795,19			795,19	**47,71**
Kies 4/8	**20,0**	124,8	2,670	333,31			333,31	**20,00**
Kies 8/16	**31,0**	193,5	2,730	528,23			528,23	**31,69**
Summe	100,0	624,2	----------	1656,73	----------	0,00	1656,73	99,40
Zugabewasser				----------		229,50	229,50	**13,77**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				229,50		229,50	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM II/B-S 32,5 R				380,00			380,00	**22,80**
Zement - Werk Leimen				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				45,00			45,00	**2,70**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2311,23			2311,23	138,67
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,52			1,52	**0,091**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau — Prüfungsnummer: Dirnberger C

Kurzbeschreibung : Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	31	N/mm²
max. w/z	0,75	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 16	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	240	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM II/B-S 32,5 R	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Leimen				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
				0,7	
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	31,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,59	w/z =	0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	215 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z		215	:	0,54		BM =	400,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,333 — f2/z = 0,000 — si/z = 0,000 — Z = 300,00 kg/m³

CEM II/B-S 32,5 R HeidelbergCement	300,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	215,00 kg/m³	w / z - Wert	0,72
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,61
SAFAMENT	100,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)		
Zement	96,8	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement		96,8
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	215,0					Wasser		215,0
Zusatzstoff	41,7	D.-% < 0.125	2,1	D.-% < 0.25	6,9	Zusatzstoff		41,7
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem		0,0
Luftporen	5,0	G	35,76	G	117,50	Luftporen		5,0
---	0,0					---		0,0
---	0,0					---		0,0
		Z	300,00	Z	300,00	G < 4 mm M.-%	45,5	298,0
Summe	358,4	F	100,00	F	100,00			
Volumen G	641,6	Summe	435,76	Summe	517,50	Summe	656,4 dm³	

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**49,0**	314,4	2,600	817,35			817,35	**49,04**
Kies 4/8	**20,0**	128,3	2,670	342,59			342,59	**20,56**
Kies 8/16	**31,0**	198,9	2,730	542,95			542,95	**32,58**
Summe	100,0	641,6	----------	1702,89	----------	0,00	1702,89	102,17
Zugabewasser				----------		215,00	215,00	**12,90**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				215,00		215,00	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM II/B-S 32,5 R				300,00			300,00	**18,00**
Zement - Werk Leimen				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				100,00			100,00	**6,00**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2317,89			2317,89	139,07
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,50			1,50	**0,090**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau — Prüfungsnummer: Dirnberger D

Kurzbeschreibung : Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	31	N/mm²
max. w/z	0,75	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 32	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	240	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM II/B-S 32,5 R	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Leimen				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	31,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,59	w/z =	0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	189 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			189	:	0,54	BM =	350,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,296 — f2/z = 0,000 — si/z = 0,000 — Z = 270,00 kg/m³

CEM II/B-S 32,5 R HeidelbergCement	270,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	189,00 kg/m³	w / z - Wert	0,70
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,60
SAFAMENT	80,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)		
Zemente	87,1	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zemente		87,1
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	189,0					Wasser		189,0
Zusatzstoff	33,3	D.-% < 0.125	1,8	D.-% < 0.25	5,4	Zusatzstoff		33,3
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem		0,0
Luftporen	5,0	G	32,95	G	98,84	Luftporen		5,0
---	0,0					---		0,0
---	0,0					---		0,0
		Z	270,00	Z	270,00	G < 4 mm M.-%	34,6	243,6
Summe	314,4	F	80,00	F	80,00			
Volumen G	685,6	Summe	382,95	Summe	448,84	Summe	558,0 dm³	

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**37,0**	253,7	2,600	659,52			659,52	**39,57**
Kies 4/8	**20,0**	137,1	2,670	366,09			366,09	**21,97**
Kies 8/16	**11,0**	75,4	2,730	205,88			205,88	**12,35**
Kies 16/32	**32,0**	219,4	2,730	598,91			598,91	**35,93**
Summe	100,0	685,6	----------	1830,40	----------	0,00	1830,40	109,82
Zugabewasser				----------		189,00	189,00	**11,34**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				189,00		189,00	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM II/B-S 32,5 R				270,00			270,00	**16,20**
Zement - Werk Leimen				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				80,00			80,00	**4,80**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2369,40			2369,40	142,16
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,35			1,35	**0,081**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau — Prüfungsnummer: Dirnberger E

Kurzbeschreibung: Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton
Nullmischung

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	31	N/mm²
max. w/z	0,75	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 32	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	240	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement

Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM II/B-S 32,5 R	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Leimen				

Zusatzstoff			k-Wert	
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7	
				0,7

Fasern			Dos Vol.-%

Zusatzmittel			Dos M.-%	
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28 31,0 : 52,5 n. Diagramm 1= 0,59 w/z = 0,70
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2 W = 189 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z 189 : 0,70 BM = 270,00 kg/m³

Rechenbeiwerte
f1/z = 0,000 f2/z = 0,000 si/z = 0,000 Z = 270,00 kg/m³

CEM II/B-S 32,5 R HeidelbergCement	270,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,70
Wasser (abz. MS u. ZM)	189,00 kg/m³	w / z - Wert	0,70
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,70
SAFAMENT	0,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)	
Zemente	87,1	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement	87,1
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	189,0					Wasser	189,0
Zusatzstoff	0,0	D.-% < 0.125	1,8	D.-% < 0.25	5,4	Zusatzstoff	0,0
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem	0,0
Luftporen	5,0	G	34,55	G	103,65	Luftporen	5,0
---	0,0					---	0,0
---	0,0					---	0,0
		Z	270,00	Z	270,00	G < 4 mm M.-% 34,6	255,4
Summe	281,1	F	0,00	F	0,00		
Volumen G	718,9	Summe	304,55	Summe	373,65	Summe	536,5 dm³

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**37,0**	266,0	2,600	691,58			691,58	**41,50**
Kies 4/8	**20,0**	143,8	2,670	383,89			383,89	**23,03**
Kies 8/16	**11,0**	79,1	2,730	215,89			215,89	**12,95**
Kies 16/32	**32,0**	230,0	2,730	628,03			628,03	**37,68**
Summe	100,0	718,9	----------	1919,40	----------	0,00	1919,40	115,16
Zugabewasser				----------		189,00	189,00	**11,34**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				189,00		189,00	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM II/B-S 32,5 R				270,00			270,00	**16,20**
Zement - Werk Leimen				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2378,40			2378,40	142,70
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,35			1,35	**0,081**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau		Prüfungsnummer	Dirnberger F
Kurzbeschreibung :	Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton		

A N F O R D E R U N G E N

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	35	N/mm²
max. w/z	0,75	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 32	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	240	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

A U S G A N G S S T O F F E

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM III/A 32,5 N	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Enningerloh				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**	

B E R E C H N U N G

w/z = β_W : N28	35,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,67	w/z =	0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	189 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			189	:	0,54	BM =	350,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z =	0,296	f2/z =	0,000	si/z =	0,000	Z =	270,00 kg/m³

CEM III/A 32,5 N HeidelbergCement	270,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	189,00 kg/m³	w / z - Wert	0,70
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,60
SAFAMENT	80,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)		
Zement	87,1	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement		87,1
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	189,0					Wasser		189,0
Zusatzstoff	33,3	D.-% < 0.125	1,8	D.-% < 0.25	5,4	Zusatzstoff		33,3
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem		0,0
Luftporen	5,0	G	32,95	G	98,84	Luftporen		5,0
---	0,0					---		0,0
---	0,0					---		0,0
		Z	270,00	Z	270,00	G < 4 mm M.-%	34,6	243,6
Summe	314,4	F	80,00	F	80,00			
Volumen G	685,6	Summe	382,95	Summe	448,84	Summe	558,0 dm³	

1 m³ Z U S A M M E N S E T Z U N G

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**37,0**	253,7	2,600	659,52			659,52	**39,57**
Kies 4/8	**20,0**	137,1	2,670	366,09			366,09	**21,97**
Kies 8/16	**11,0**	75,4	2,730	205,88			205,88	**12,35**
Kies 16/32	**32,0**	219,4	2,730	598,91			598,91	**35,93**
Summe	100,0	685,6	----------	1830,40	----------	0,00	1830,40	109,82
Zugabewasser				----------		189,00	189,00	**11,34**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				189,00		189,00	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM III/A 32,5 N				270,00			270,00	**16,20**
Zement - Werk Enningerloh				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				80,00			80,00	**4,80**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2369,40			2369,40	142,16
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,35			1,35	**0,081**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau — Prüfungsnummer: Dirnberger G

Kurzbeschreibung : Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	35	N/mm²
max. w/z	0,60	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 16	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	300	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM III/A 32,5 N	HeidelbergCement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Enningerloh				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	35,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,67	w/z =	0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W =	215 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			215	:	0,54	BM =	400,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,333 — f2/z = 0,000 — si/z = 0,000 — Z = 300,00 kg/m³

CEM III/A 32,5 N HeidelbergCement	300,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	215,00 kg/m³	w / z - Wert	0,72
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,61
SAFAMENT	100,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)	
Zement	96,8	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement	96,8
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	215,0					Wasser	215,0
Zusatzstoff	41,7	D.-% < 0.125	2,1	D.-% < 0.25	6,9	Zusatzstoff	41,7
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem	0,0
Luftporen	5,0	G	35,76	G	117,50	Luftporen	5,0
---	0,0					---	0,0
---	0,0					---	0,0
		Z	300,00	Z	300,00	G < 4 mm M.-% 45,5	298,0
Summe	358,4	F	100,00	F	100,00		
Volumen G	641,6	Summe	435,76	Summe	517,50	Summe	656,4 dm³

1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**49,0**	314,4	2,600	817,35			817,35	**49,04**
Kies 4/8	**20,0**	128,3	2,670	342,59			342,59	**20,56**
Kies 8/16	**31,0**	198,9	2,730	542,95			542,95	**32,58**
Summe	100,0	641,6	----------	1702,89	----------	0,00	1702,89	102,17
Zugabewasser				----------		215,00	215,00	**12,90**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				215,00		215,00	----------	----------
Zement - HeidelbergCement CEM III/A 32,5 N				300,00			300,00	**18,00**
Zement - Werk Enningerloh				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				100,00			100,00	**6,00**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2317,89			2317,89	139,07
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,50			1,50	**0,090**
bitte Fließmittel zudosieren…								

UniBwM Institut für Konstruktiven Ingenieurbau — Prüfungsnummer: Dirnberger H

Kurzbeschreibung: Adiabatische Kalorimetrie Unterwasserbeton
Anderes Zementwerk

ANFORDERUNGEN

Festigkeitsklasse	C 20/25	
angestr. Festigkeit	35	N/mm²
max. w/z	0,60	
Konsistenz	F5	
Sieblinie	A/B 16	
Luftporen	0,5	Vol.-%
Mindestzementgehalt	300	kg/m³
angestr. Mehlkorngehalt		kg/m³
angestr. Frischbetontemp.	20	°C

AUSGANGSSTOFFE

Zement					
Art	Hersteller/Werk/Bezeichnung	Dichte	Anteil (%)	ßN28	Mittel
		kg/dm³		N/mm²	
CEM III/A 32,5 N	Schwenk Zement	3,100	100,0	52,5	52,5
	Werk Mergelstetten				
Zusatzstoff			k-Wert		
Si-Fume	MS - Elkem	2,160	0,5	(Feststoffanteil)	
Steinkohlenflugasche	SAFAMENT	2,400	0,7		
					0,7
Fasern			Dos Vol.-%		
Zusatzmittel			Dos M.-%		
Fließmittel	Sika ViscoCrete-1020 X	1,100	0,50	**Berechnung auf Zement**	

BERECHNUNG

w/z = β_W : N28	35,0	:	52,5	n. Diagramm 1=	0,67	w/z = 0,54
Wassergehalt nach Erfahrung [1] oder Diagramm 2						W = 215 kg/m³
Bindemittelgehalt (Z + si + Zusatzstoffe) W : w/z			215	:	0,54	BM = 400,00 kg/m³

Rechenbeiwerte

f1/z = 0,333 — f2/z = 0,000 — si/z = 0,000 — Z = 300,00 kg/m³

CEM III/A 32,5 N Schwenk Zement	300,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³	w / b - Wert	0,54
Wasser (abz. MS u. ZM)	215,00 kg/m³	w / z - Wert	0,72
MS - Elkem	0,00 kg/m³	w / (z + k x f + $silica_{fest}$) - Wert	0,61
SAFAMENT	100,00 kg/m³		
---	0,00 kg/m³		

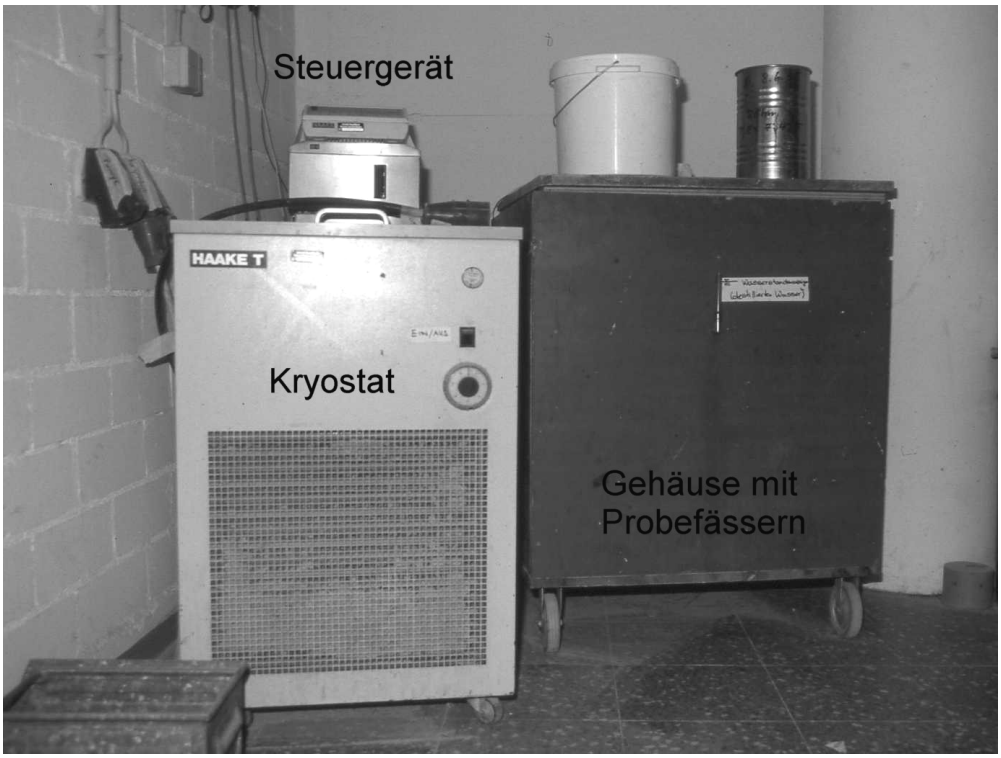
Stoffraum	(dm³)	Mehlkorn (kg)		Feinstsand (kg)		Mörtelgehalt (dm³)	
Zement	96,8	G < 0.125 mm		G < 0.25 mm		Zement	96,8
Wasser (gesamt, inkl. MS + ZM)	215,0					Wasser	215,0
Zusatzstoff	41,7	D.-% < 0.125	2,1	D.-% < 0.25	6,9	Zusatzstoff	41,7
MS - Elkem	0,0					MS - Elkem	0,0
Luftporen	5,0	G	35,76	G	117,50	Luftporen	5,0
---	0,0					---	0,0
---	0,0					---	0,0
		Z	300,00	Z	300,00	G < 4 mm M.-% 45,5	298,0
Summe	358,4	F	100,00	F	100,00		
Volumen G	641,6	Summe	435,76	Summe	517,50	Summe	656,4 dm³

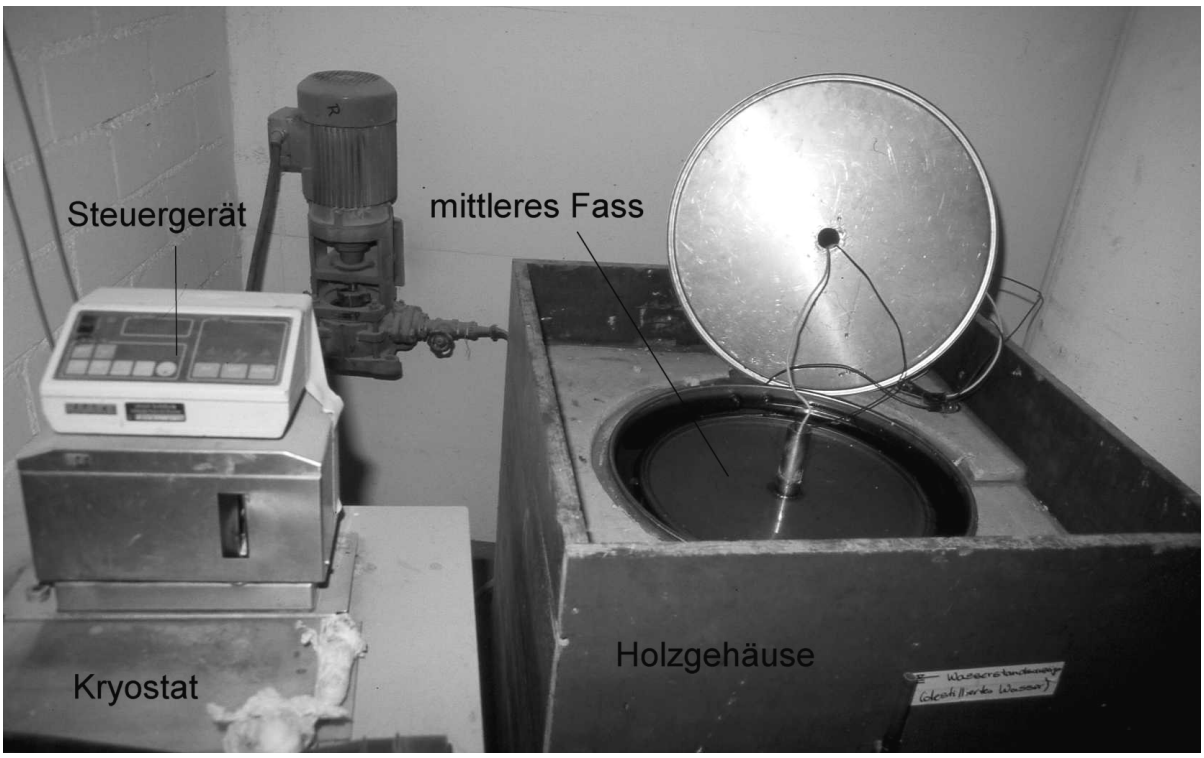
1 m³ ZUSAMMENSETZUNG

Korngruppe Bezeichnung (mm)	Stoffraum %	Stoffraum (dm³)	Rohdichte (kg/dm³)	Zuschlag trocken (kg)	Eigenfeuchte (%)	Eigenfeuchte (kg)	Zuschlag feucht (kg)	Labormischung 60 dm³ (kg)
Sand 0/4	**49,0**	314,4	2,600	817,35			817,35	**49,04**
Kies 4/8	**20,0**	128,3	2,670	342,59			342,59	**20,56**
Kies 8/16	**31,0**	198,9	2,730	542,95			542,95	**32,58**
Summe	100,0	641,6	----------	1702,89	----------	0,00	1702,89	102,17
Zugabewasser				----------		215,00	215,00	**12,90**
Wassergehalt (abz. ZM und MS)				215,00		215,00	----------	----------
Zement - Schwenk Zement CEM III/A 32,5 N				300,00			300,00	**18,00**
Zement - Werk Mergelstetten				0,00			0,00	0,00
Steinkohlenflugasche SAFAMENT				100,00			100,00	**6,00**
---				0,00			0,00	0,00
Si-Fume MS - Elkem				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
---				0,00			0,00	0,00
Frischbetongewicht kg / m³				2317,89			2317,89	139,07
Fließmittel Sika ViscoCrete-1020 X				1,50			1,50	**0,090**
bitte Fließmittel zudosieren…								

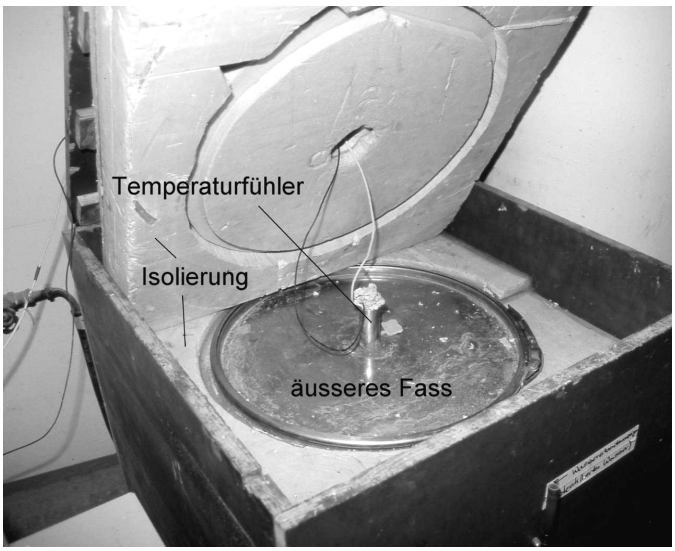
Anhang A8/2

Versuchsaufbau zur adiabatischen Kalorimetrie am Centrum Baustoffe und Materialprüfung der TUM



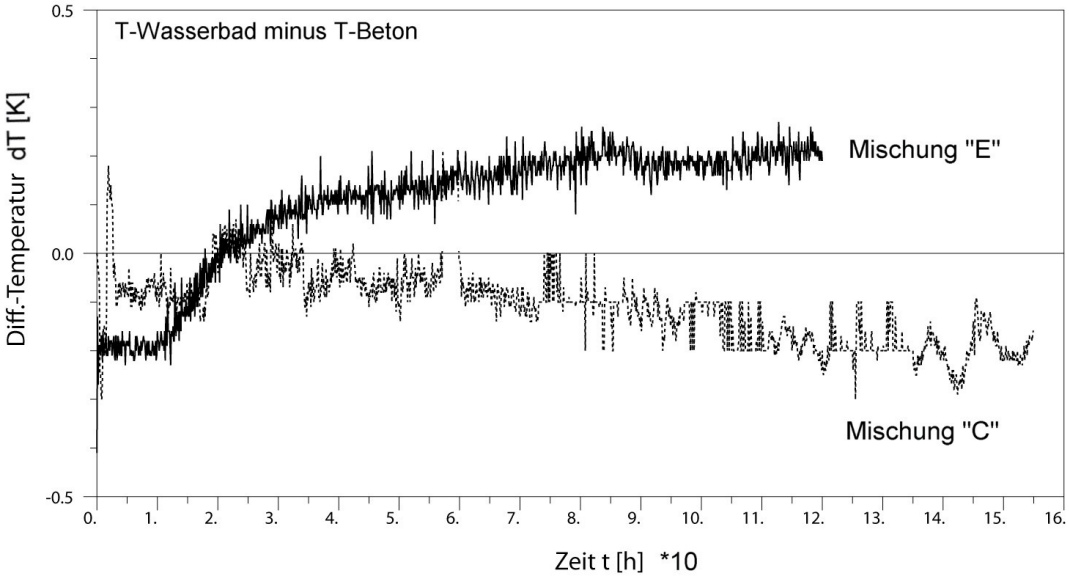


Isolierung des äußeren Fasses **Erhärteter Versuchsbeton (60 Liter)**

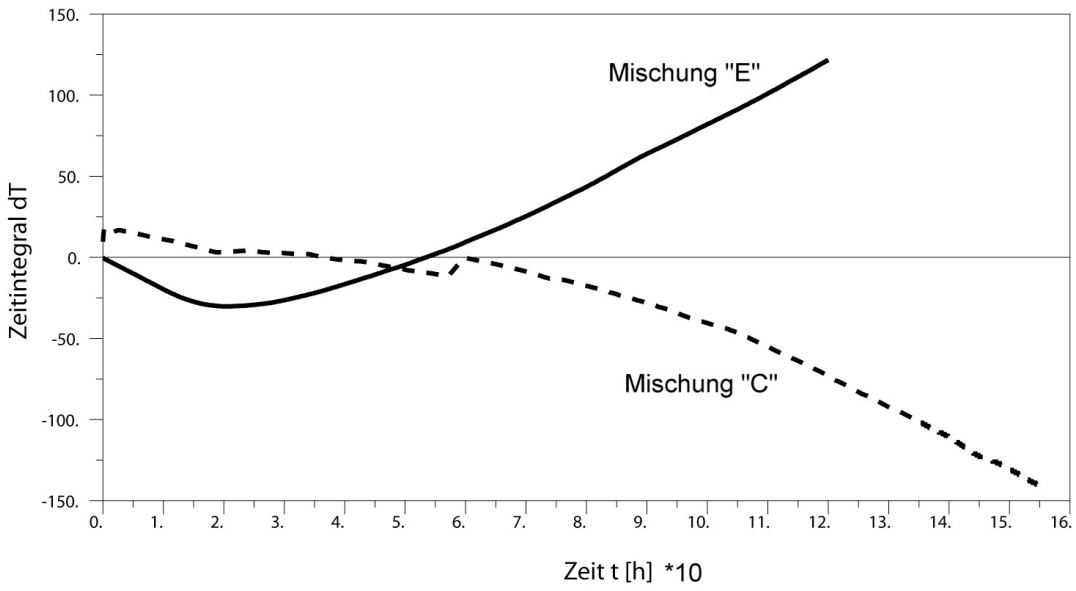


Anhang A8/3

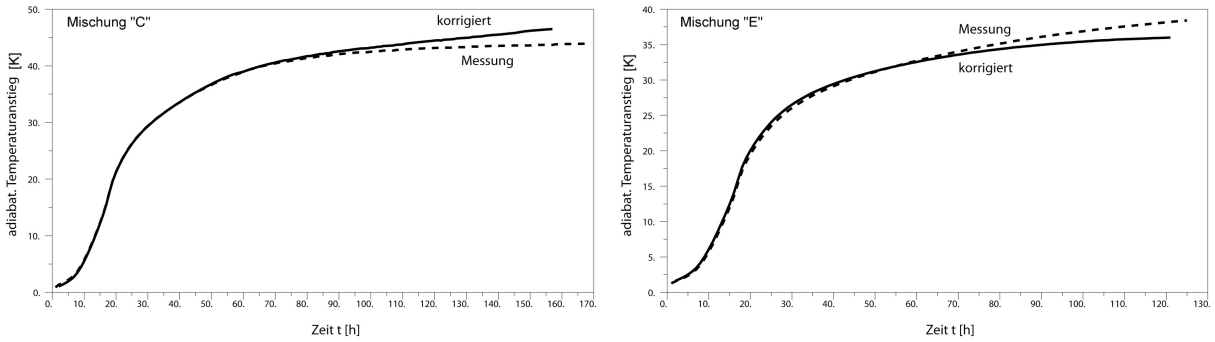
Temperaturdifferenz Wasserbad-Beton im adiabatischen Kalorimeterversuch und Korrektur am Beispiel der Mischungen C und E



Verlauf der Temperaturdifferenz Wasserbad-Beton während des Kalorimeterversuches



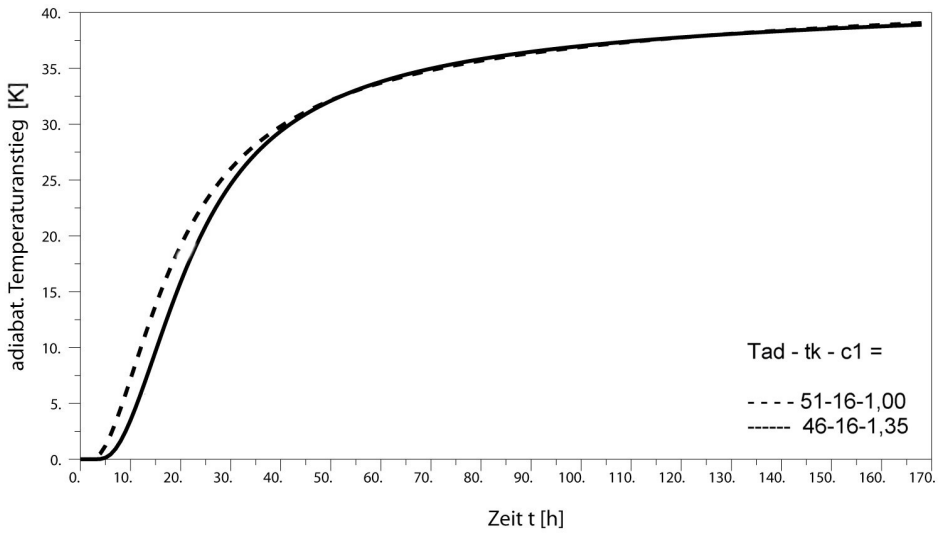
Verlauf der zeitlich aufintegrierten Temperaturdifferenz; diese ist für jeden Zeitpunkt proportional zur vorzunehmenden Temperaturkorrektur



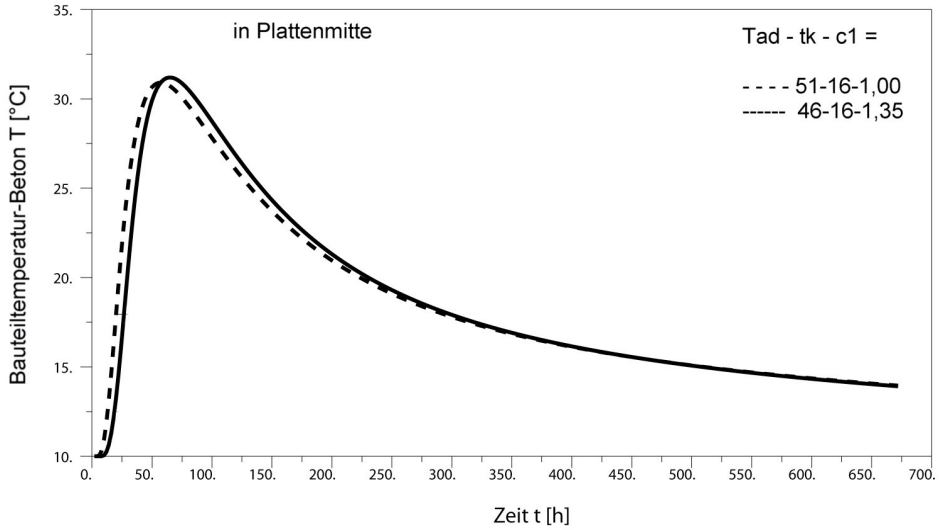
Vergleich Originalmessung und korrigierter adiab. Temperaturanstieg bei Mischung C und E

Anhang A8/4

Vergleich zweier Wärmeentwicklungsparameter-Kombinationen mit ähnlichem adiabatischen Temperaturanstieg



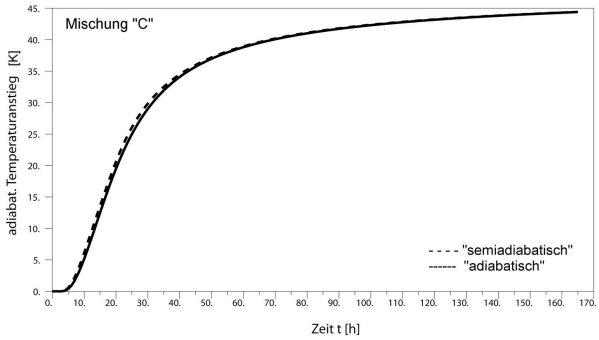
Vergleich adiabatischer Temperaturanstieg bei T_{ad} = 51K, t_k = 16h und c_1 = -1,0 bzw. T_{ad} = 46K, t_k = 16h und c_1 = -1,35

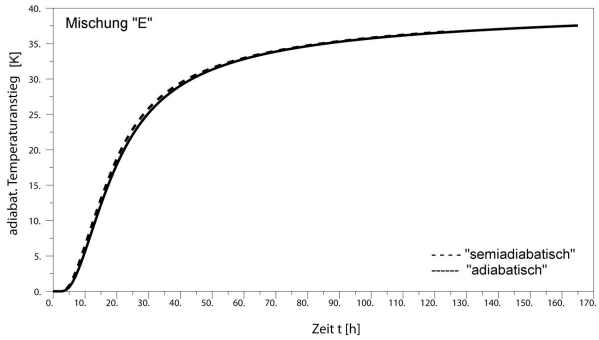


Vergleich Temperaturentwicklung im Platten-Kernbereich bei Beton mit T_{ad} = 51K, t_k = 16h und c_1 = -1,0 bzw. T_{ad} = 46K, t_k = 16h und c_1 = -1,35

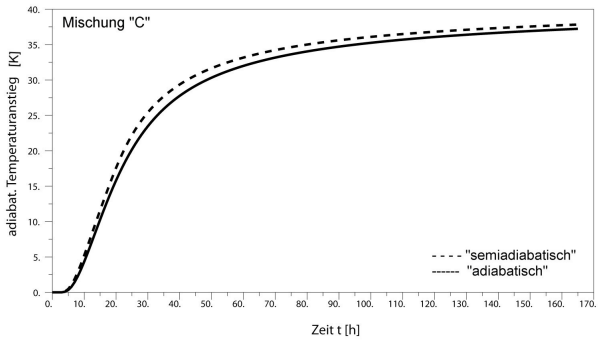
Anhang A8/5

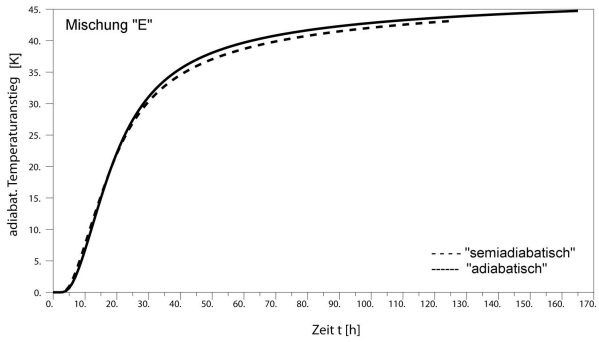
Vergleich der adiabatischen und „semiadiabatischen“ Temperaturerhöhung am Beispiel der Mischungen C und E





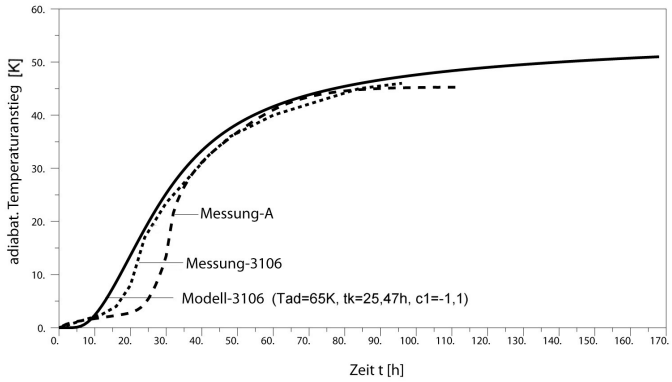
Gute Übereinstimmung des adiabatischen und semiadiab. Temperaturanstiegs für Mischung C (T_{ad} = 54K, t_k = 16h und c_1 = -1,20) und Mischung E (T_{ad} = 46, t_k = 14,5h und c_1 = -1,20)





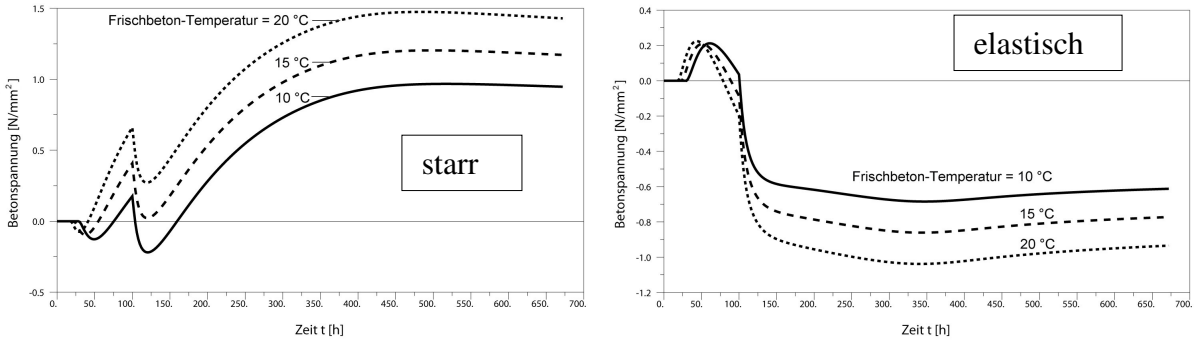
Abweichung des adiabatischen und semiadiab. Temperaturanstiegs bei nichtzutreffendem T_{ad} für Mischung C (T_{ad} = <u>46K</u>, t_k = 16h und c_1 = -1,20) und Mischung E (T_{ad} = <u>54K</u>, t_k = 14,5h und c_1 = -1,20)

Anhang A8/6 Vergleich Mischung A mit „Standard“-Beton „3106a“

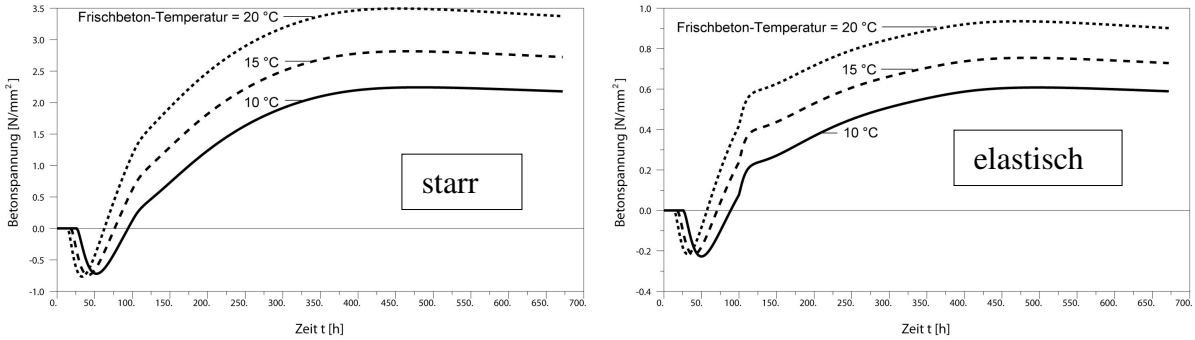


Anhang A8/7

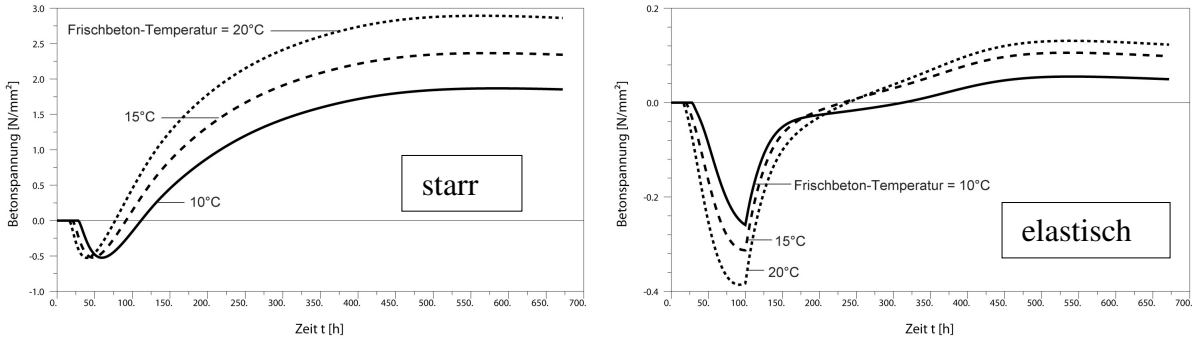
Vergleich der Spannungsentwicklung bei unterschiedlicher Frischbeton-Temperatur für Mischung „C“



Spannung im oberen Bereich bei starren und elastischen Randbedingungen

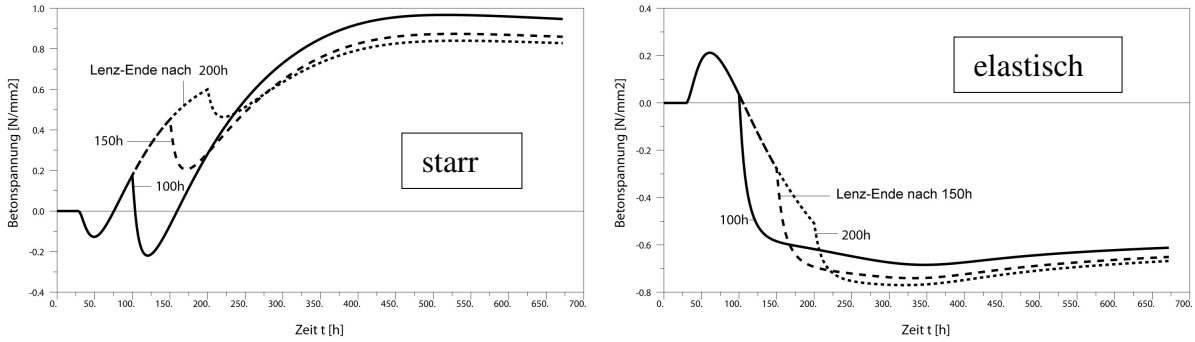


Spannung im mittleren Bereich bei starren und elastischen Randbedingungen

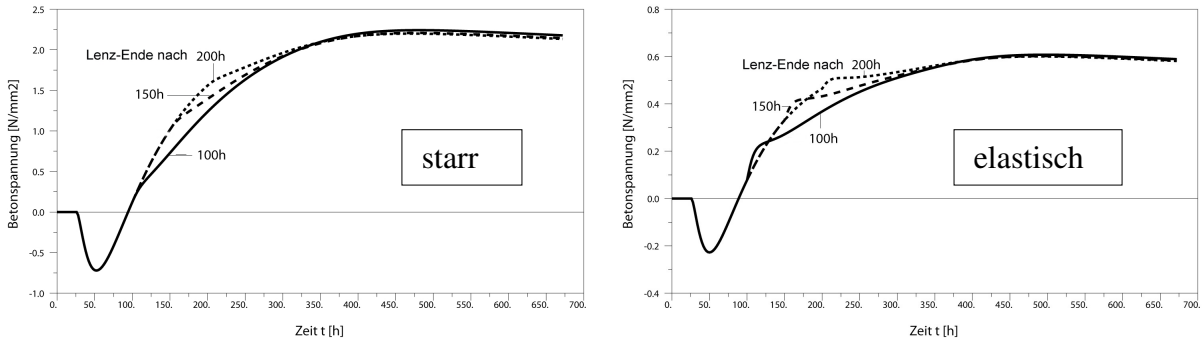


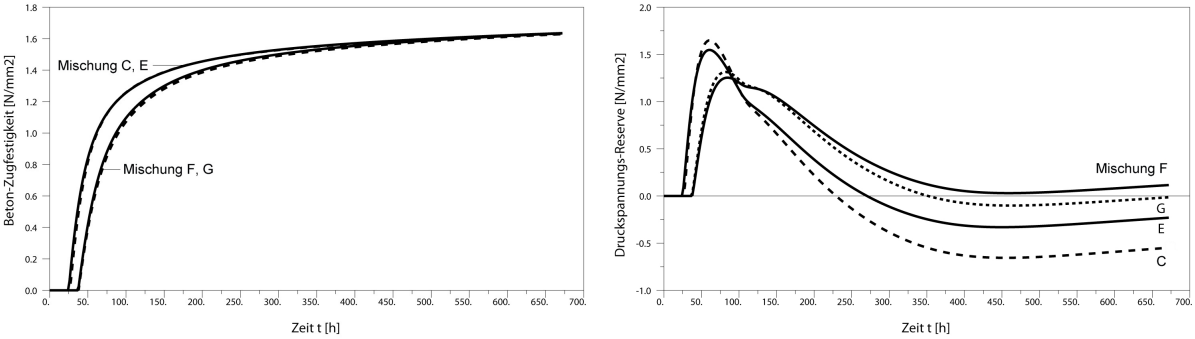
Spannung im unteren Bereich bei starren und elastischen Randbedingungen

Vergleich der Spannungsentwicklung bei unterschiedlichem Lenzzeitpunkt für Mischung „C“



Spannung im oberen Bereich bei starren und elastischen Randbedingungen



Spannung im mittleren Bereich bei starren und elastischen Randbedingungen

Vergleich der Zugfestigkeitsentwicklung und Zugfestigkeitsreserve für Mischung „C“, „E“, „F“ und „G“