

„Thermische Effekte der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit  
Branntkalk-Boden-Säulen“

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktor-Ingenieur

an der Fakultät Bauingenieurwesen

der

**BAUHAUS-UNIVERSITÄT WEIMAR**

vorgelegt von  
Kai Scholz-Solbach  
aus Koblenz

Weimar 2004

Gutachter:       1. Univ. Prof. Dr.-Ing. Karl Josef Witt  
                      2. Univ. Prof. Dr.-Ing. Norbert Vogt  
                      3. Univ. Prof. Dr.-Ing. habil. Christos Vrettos

Tag der Disputation: 17. Dezember 2004

## Inhaltsverzeichnis

1	Tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen.....	1
1.1	Einleitung .....	1
1.2	Prinzip und Eignung von Branntkalk-Boden-Säulen.....	2
1.3	Verfahren zur Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen .....	3
1.4	Vergleichbare Verfahren .....	4
2	Chemisch-physikalische Ursachen der Tragfähigkeitssteigerung.....	5
2.1	Stabilisierungseffekte .....	5
2.2	Festigkeitsentwicklung.....	6
2.3	Thermische Effekte .....	7
3	Zielstellung der Arbeit .....	8
4	Übertragung von Wärme im Boden .....	10
4.1	Arten der Wärmeübertragung im Boden.....	10
4.1.1	Wärmeleitung .....	11
4.1.2	Freie Konvektion.....	12
4.1.3	Erzwungene Konvektion.....	12
4.1.4	Wärmestrahlung .....	13
4.2	Ermittlung der thermischen Parameter von Böden .....	14
4.2.1	Wärmekapazität.....	14
4.2.2	Wärmeleitfähigkeit.....	16
4.2.3	Temperaturleitfähigkeit.....	19
5	Transport von Wasser im Boden.....	20
5.1	Vorbemerkungen.....	20
5.1.1	Eigenschaften von Wasser und Wasserdampf unter dem Einfluss der Temperatur .....	21
5.1.2	Energetische Situation des Wassers im Boden .....	29
5.2	Wassertransportvorgänge im Boden .....	30
5.2.1	Grundlagen.....	30
5.2.2	Wassertransport in der Dampfphase .....	31
5.2.2.1	Isothermer Wasserdampftransport .....	32
5.2.2.2	Anisothermer Wasserdampftransport.....	32
5.2.3	Wassertransport in der flüssigen Phase.....	37

5.2.3.1	Wasserfluss im ungesättigten Boden.....	37
6	Simultaner Wärme- und Feuchtetransport .....	40
6.1	Berechnung von thermisch-hydraulisch gekoppelten Systemen.....	40
6.2	Berechnung des zeitabhängigen Wärme- und Feuchtetransportes bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen als Näherung im entkoppelten Verfahren.....	42
7	Berechnung der Temperaturfeldänderungen bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen.....	44
7.1	Thermische Eigenschaften des Kalk-Boden-Gemisches in situ.....	44
7.1.1	Änderung des Porenvolumens und des Wassergehaltes in der Stabilisierungssäule durch Zugabe von Trockenmasse und chemische Wasserbindung.	44
7.1.2	Wärmekapazität des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule.....	51
7.1.3	Wärmeleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule.....	54
7.1.4	Temperaturleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule .....	59
7.2	Wärmeentwicklung bei der chemischen Reaktion von Branntkalk-Boden-Gemischen.....	60
7.2.1	Reaktionswärme .....	60
7.2.2	Temperaturerhöhung des Bodens infolge Wärmezufuhr .....	62
7.2.3	Dauer des Ablöschvorganges (Reaktionsgeschwindigkeit).....	64
7.3	Berechnung der Temperaturverteilung im Boden.....	67
7.3.1	Grundlagen.....	67
7.3.2	Anfangs- und Randbedingungen.....	68
7.3.2.1	Temperatur der Bodenoberfläche.....	69
7.3.2.2	Temperatur im ungestörten Boden.....	73
7.3.3	Berechnung der zeitabhängigen Temperaturverteilung im Boden mit numerischen Näherungsverfahren (Finite-Elemente-Methode).....	78
7.3.3.1	Modellierung.....	78
7.3.3.2	Nachrechnung eines Feldversuches .....	80
7.3.3.2.1	Berechnung des zeitabhängigen Temperaturverlaufs im Zentrum der Einzelsäule mit FEM.....	84
7.3.3.2.2	Berechnung des zeitabhängigen Temperaturverlaufs im Zentrum einer von einer Säulengruppe umgebenen Stabilisierungssäule mit FEM.....	91
7.3.3.3	Wertung der Vergleichsberechnungen.....	97

7.3.4	Einfluss herstellungsbedingter und natürlicher Faktoren auf die Temperamentwicklung in der Kalk-Boden-Säule und dem umgebenden Boden.....	98
7.3.4.1	Sättigungsgrad des Bodens.....	101
7.3.4.2	Trockendichte des Bodens .....	105
7.3.4.3	Konzentration des Bindemittels (Branntkalk).....	108
7.3.4.4	Geometrische Abmessungen (Durchmesser der Stabilisierungssäulen) ....	112
7.3.4.5	Jahreszeitlich bedingte Temperaturschwankungen.....	118
7.3.4.6	Anordnung in Säulengruppen.....	124
7.3.4.7	Wertung der Vergleichsberechnungen.....	129
8	Einfluss der thermischen und mechanischen Effekte der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk auf die Wassersättigung des Bodens .....	134
8.1	Vorbemerkungen.....	134
8.2	Auswirkungen des Stabilisierungsprozesses auf die Teilpotentiale des Bodenwassers .....	134
8.2.1	Gravitationspotential $\psi_z$ .....	135
8.2.2	Matrixpotential $\psi_m$ .....	135
8.2.3	Druckpotential $\psi_p$ .....	143
8.2.4	Auflastpotential $\psi_\Omega$ .....	148
8.2.5	Osmotisches Potential $\psi_o$ .....	148
8.3	Umverteilung von Bodenwasser infolge der Säulenherstellung .....	154
8.3.1	Wasserdampftransport.....	156
8.3.1.1	Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit des Säulendurchmessers .....	165
8.3.1.2	Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit der Bindemittelkonzentration (Branntkalk).....	169
8.3.1.3	Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit der Trockendichte des ursprünglichen Bodens.....	170
8.3.1.4	Wertung der Berechnungsergebnisse .....	173
8.3.2	Wassertransport in der flüssigen Phase.....	174
8.3.2.1	Anisothermer Wassertransport.....	174
8.3.2.1.1	Temperaturinduzierter Wassertransport in der flüssigen Phase in Abhängigkeit des Durchmessers der Stabilisierungssäulen .....	177

8.3.2.1.2	Temperaturinduzierter Wassertransport in der flüssigen Phase in Abhängigkeit der Zugabemenge an Bindemittel (Branntkalk) .....	179
8.3.2.1.3	Wertung der Berechnungsergebnisse .....	180
8.3.2.2	Isothermer Wassertransport in der flüssigen Phase.....	182
8.3.2.2.1	Isothermer Wassertransport aufgrund hydraulischer Gradienten.....	182
8.3.2.2.2	Isothermer Wassertransport aufgrund osmotischer Gradienten .....	184
9	Einfluss der veränderten Sättigungsverteilung und des konvektiven Wärmetransportes auf die Temperaturenbreitung.....	187
9.1	Modell .....	187
9.2	Ergebnisse der Vergleichsberechnungen .....	190
9.3	Einfluss des konvektiven Wärmetransportes .....	193
9.4	Wertung der Vergleichsberechnungen .....	195
10	Bewertung der berechneten Sättigungsänderungen .....	196
10.1	Wertung der berechneten Wassertransporte und Vergleich mit den Ergebnissen von in der Literatur aufgeführten Feldversuchen.....	196
10.2	Bewertung der Berechnungsergebnisse im Hinblick auf die Festigkeitsentwicklung von Kalk-Boden-Säulen und Resümee .....	199
11	Zusammenfassung.....	200
12	Summary .....	204
13	Literaturverzeichnis.....	207

## Verzeichnis der verwendeten Zeichen und Symbole

$a$	Temperaturleitfähigkeit	[cm <sup>2</sup> /s]
$BKZ$	auf die Trockenmasse des Bodens bezogene Branntkalkzugabe	[kg/kg]
$c$	spezifische Wärmekapazität	[J/(kg K)]
$c_m$	molare Konzentration gelöster Substanzen	[mol/l]
$c_{Siede}$	spezifische Verdampfungswärme des Wassers	[J/g]
$C$	volumetrische Wärmekapazität	[J/(cm <sup>3</sup> K)]
$C_p$	molare Wärmekapazität	[J/(mol K)]
$D_v$	Diffusionskoeffizient für Wasserdampf in der Luft	[cm <sup>2</sup> /s]
$D_s$	Diffusionskoeffizient für Wasserdampf im Boden	[cm <sup>2</sup> /s]
$f$	Volumenanteile der Bodenphasen	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$f(t)$	Funktionswert in Abhängigkeit von der Zeit	
$f_m(t)$	mittlerer Funktionswert im Zeitintervall [t <sub>i</sub> , t <sub>i+1</sub> ]	
$F_0$	Faktor zur Quantifizierung des osmotischen Flusses	[-]
$g$	Erdbeschleunigung	[m/s <sup>2</sup> ]
$G$	Geothermischer Gradient	[K/m]
$H$	spezifische Verdampfungswärme des Wassers (auch $c_{Siede}$ )	[J/g]
$\Delta H$	Reaktionswärme	[J/mol]
$\nabla H$	Potentialgradient im 3-dimensionalen Raum als Vektor	
$J$	Massenfluss je Flächeneinheit	[g/cm <sup>2</sup> s]
$K$	chemische Gleichgewichtskonstante	[-]
$K_e$	Kersten-Zahl zur Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit von Böden	[-]
$k(\theta)$	Wasserleitfähigkeit des Bodens (abhängig vom Wassergehalt)	[m/s]
$k(\psi)$	Wasserleitfähigkeit des Bodens (abhängig vom Matrixpotential)	[m/s]
$k_r$	Wasserleitfähigkeit des gesättigten Bodens	[m/s]
$l$	van Genuchten Parameter zur Bestimmung der Wasserleitfähigkeit	[-]
$\Delta l$	Fließweg (Differenz)	[m]
$L_p$	Löslichkeitsprodukt zur Bestimmung der Löslichkeit eines Stoffes	[(mol/l) <sup>m+n</sup> ]
$m$	bodenspezifische Konstante im van Genuchten Modell	[-]
$m$	Feuchtmasse des Bodens	[g]
$m_d$	Trockenmasse des Bodens	[g]
$m_w$	Masse des Wassers	[kg]
$M$	Molmasse von Wasser	[kg]

$n$	bodenspezifische Konstante im van Genuchten Modell	[-]
$n$	Porenanteil des Bodens	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$n_w$	wassergefüllter Porenanteil (volumenbezogener Wassergehalt $\theta$ )	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$n_a$	luftgefüllter Porenanteil	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$p$	Wasserdampfdruck in der Bodenpore	[bar]
$p_0$	Wasserdampfdruck über freiem Wasser	[bar]
$q$	Volumenfluss je Flächeneinheit	[m/s]
$q$	Wärmestromdichte	[W/m <sup>2</sup> ]
$Q$	Volumenfluss	[m <sup>3</sup> /s]
$Q$	Wärmestrom	[W]
$R$	universelle Gaskonstante	[J/(K mol)]
$RG$	mittlere Reaktionsgeschwindigkeit der chemischen Reaktion	[mol/s]
$S_r$	Sättigungsgrad des Bodens	[-]
$t$	Zeit	[s]
$T$	absolute Temperatur	[K]
$w$	gravimetrischer Wassergehalt des Bodens	[g/g]
$W$	Leistungsdichte (Wärmequelle)	[W/m <sup>3</sup> ]
$z$	Höhenkoordinate	[m]
$\alpha$	Faktor zur Berücksichtigung der Tortuosität ( $\alpha = 1/\tau$ )	[-]
$\alpha$	bodenspezifische Konstante im van Genuchten Modell	[-]
$\beta$	bodenspezifischer Faktor (Dampftransport) nach Cary und Taylor	[-]
$\gamma$	Oberflächenspannung des Wassers	[N/m]
$\eta$	bodenabhängiger Faktor (Dampftransport) nach Philip und de Vries	[-]
$\vartheta$	Temperatur	[° C], [K]
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	[W/(m K)]
$\lambda_{dry}$	Wärmeleitfähigkeit des trockenen Bodens	[W/(m K)]
$\lambda_{sat}$	Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bodens	[W/(m K)]
$\Pi$	osmotischer Druck	[bar]
$\theta$	volumenbezogener Wassergehalt (wassergefüllter Porenanteil $n_w$ )	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$\theta_r$	Restwassergehalt im van Genuchten Modell	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$\theta_s$	Wassergehalt des gesättigten Bodens im van Genuchten Modell	[cm <sup>3</sup> /cm <sup>3</sup> ]
$\rho$	Dichte des feuchten Bodens	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_d$	Dichte des trockenen Bodens	[g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_s$	Korndichte	[g/cm <sup>3</sup> ]

$\rho_0$	Dichte des gesättigten Wasserdampfes	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma'$	effektive Spannung im Boden	[kN/m <sup>2</sup> ]
$\tau$	Tortuosität	[-]
$\psi$	Gesamtpotential des Bodenwassers	
$\psi_z$	Gravitationspotential	
$\psi_m$	Matrixpotential	
$\psi_o$	osmotisches Potential	
$\psi_\Omega$	Auflastpotential	
$\psi_p$	Druckpotential	
$\zeta$	bodenabhängiger Faktor (Wärmeleitung) nach Philip und de Vries	[-]

#### Indizes

<i>a</i>	Luft (air)
<i>c</i>	Calciumverbindungen
<i>l</i>	flüssiges Wasser (liquid water)
<i>s</i>	Feststoff (solid)
<i>Säule</i>	die Stabilisierungssäule betreffend
<i>v</i>	dampfförmiges Wasser (water vapour)
<i>w</i>	Wasser (allgemein)

# 1 Tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen

## 1.1 Einleitung

Die Herstellung von Bindemittel-Boden-Säulen in situ ist eine Möglichkeit zur tiefgründigen Stabilisierung des Baugrundes und der Herstellung von tragfähigen Erdkörpern. Dabei hat sich der Einsatz von Branntkalk (Weißkalk 90 nach DIN 1060-1 bzw. CL 90-Q nach DIN EN 459-1) als Bindemittel bei weichen tonigen Böden bewährt.

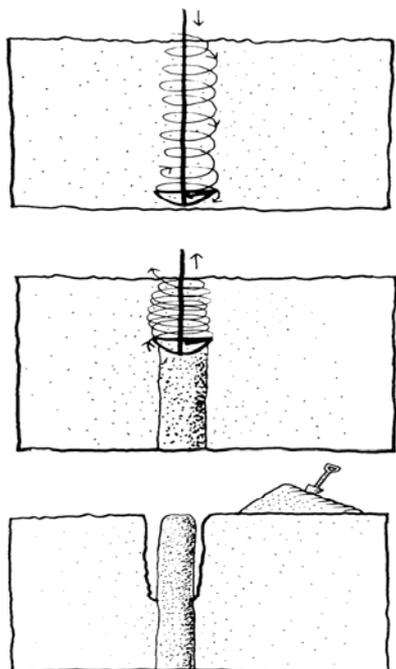
Diese Form der Bodenstabilisierung beruht auf der Entwässerung und Verdichtung des Bodens, auf Ionenaustauschprozessen, der Aggregation der Bodenpartikel und langfristig, in Abhängigkeit von der mineralischen Zusammensetzung des Bodens, auf der „Zementierung“ der Bodenteilchen. Die Prognose der Beeinflussung der Bodeneigenschaften bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk ist derzeit nur mit Hilfe von Laborversuchen und Testfeldern möglich. Der praktischen Anwendung dieses ansonsten sehr wirtschaftlichen Verfahrens zur Baugrundverbesserung steht meist die erforderliche Vorlaufzeit für diese Versuche entgegen.

Seit den siebziger Jahren werden, vorwiegend in den skandinavischen Ländern und in Japan, Branntkalk-Boden-Säulen zur tiefgründigen Verbesserung von nicht bzw. gering tragfähigen bindigen Böden sowohl im Verkehrswegebau als auch im Ingenieurbau eingesetzt. Bei dem Verfahren wird Branntkalk über einen definierten Querschnitt und eine festgelegte Tiefe in den anstehenden Boden eingemischt. Die Tragfähigkeit der hergestellten Kalk-Boden-Säulen hängt von der Festigkeitsentwicklung des Bindemittel-Boden-Gemisches und von seiner Homogenität ab. In der Regel weist das Kalk-Boden-Gemisch in Abhängigkeit von der Abbindezeit eine deutlich höhere Scherfestigkeit und eine deutlich verminderte Zusammendrückbarkeit als der umgebende Boden auf. Das Ziel der Maßnahme ist die Konzentration der Lasten auf den verfestigten Bindemittel-Boden-Körpern. Dabei erwies sich das Verfahren als sehr wirtschaftlich gegenüber konventionellen Gründungsformen, wie z. B. Pfahlgründungen. Die Anwendung von Kalk-Boden-Säulen ist sehr vielseitig und lässt sich beispielsweise auch kostengünstig zur Stabilisierung von Rutschhängen oder zur Verhinderung von Grundbrüchen einsetzen. Bei den letzteren Anwendungen kommt die erhöhte Scherfestigkeit des Bindemittel-Boden-Gemisches zum Tragen.

Seit den 80iger Jahren erfuhr die Herstellung von Kalk-Boden-Säulen und Zement-Boden-Säulen (in schluffig-sandigen Böden) nach Ahnberg, Bengtsson und Holm (1989) in Skandinavien einen großen Aufschwung mit einem Gesamtvolumen von bis zu 4 Millionen Meter hergestellten Säulen jährlich (Stabilator AB 2000). Mittlerweile ist das Verfahren im gesamten nordeuropäischen und im asiatischen Raum etabliert (Sondermann und Wehr 2002). In Norddeutschland wurden in jüngster Vergangenheit Bindemittel-Boden-Säulen zur Ertüchtigung von Bahnstrecken eingesetzt (Katzenbach, Ittershagen, Savidis und Wesemüller 2003).

## 1.2 Prinzip und Eignung von Branntkalk-Boden-Säulen

Das Prinzip des Verfahrens besteht in der Herstellung von tragfähigen, durch Bindemittel-Boden-Reaktionen verfestigten, vertikalen Erdkörpern, auf denen die Lasten konzentriert werden. Es eignet sich für leicht- bis mittelplastische Ton- und Schluffböden. Bei ausgeprägt plastischen Böden wird die Anwendung durch die Erfordernis einer möglichst homogenen Durchmischung des Bodens mit dem Bindemittel erschwert und ist nur bei sehr weichen bis breiigen Böden zu realisieren. Generell sollten die zu stabilisierenden Böden über eine mindestens weiche Konsistenz verfügen. Die Branntkalk-Boden-Säulen werden in drei Schritten hergestellt, wie in Abbildung 1.1 schematisch dargestellt.



1. Schritt: Einbringen des Bindemittels in den Baugrund (verschiedene Verfahren möglich)

2. Schritt: gleichmäßiges Verteilen des Bindemittels über einen definierten Querschnitt (Säulenherstellung) – dies kann auch gleichzeitig mit dem Einbringen erfolgen

3. Schritt: Reaktion des Bindemittels mit den Bodenkomponenten

4. Schritt: Verfestigung des Erdkörpers

Abb. 1.1 Herstellungsprinzip von Bindemittel-Boden-Säulen

### 1.3 Verfahren zur Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen

Es gibt zwei erprobte und dokumentierte Verfahren zur Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen in situ, die nachfolgend vorgestellt werden.

Das erste Verfahren wurde zeitgleich und unabhängig voneinander in Schweden und Japan in den frühen 70iger Jahren zur Anwendungsreife entwickelt und umfangreich zum Einsatz gebracht.

Bei der schwedischen Variante wird das an einem langen Bohrgestänge montierte Mischgerät bis zur angestrebten Tiefe in den Boden eingedreht, dann der Umdrehungssinn geändert und das Mischgerät langsam wieder herausgezogen. Während dieses Vorgangs wird Branntkalk mit Pressluft durch den Kopf des Mischgerätes ausgeblasen. Die Ziehgeschwindigkeit beträgt maximal 25 mm pro Umdrehung um eine gründliche Durchmischung des Bodens mit dem Branntkalk zu erzielen. Der Durchmesser der Kalk-Boden-Säulen beträgt in der Regel 50-60 cm, wobei Gründungstiefen von 10-15 m gebräuchlich sind (Abbildung 1.2).

Die vorgenannte Methode wurde 1966 erstmalig von Kjeld Paus, dem damaligen Technischen Direktor der schwedischen Baugesellschaft BPA, vorgestellt (Assarson 1974).

Die in Japans Hafengebieten anstehenden weichen Seetone und die damit verbundenen Schwierigkeiten beim Ausbau der Hafenanlagen in den siebziger Jahren führten zur Entwicklung des „Deep Lime Mixing“ - Verfahrens. Das Verfahren wurde von Yanase (1968) und Okumura et al. (1974) entwickelt und zum Einsatz gebracht.

Beim „Deep Lime Mixing“ - Verfahren, das ganz auf die Verbesserung mariner Sedimente abgestimmt ist, wird ein wasserdichtes Bohrrohr, an dessen Ende ein Mischpropeller installiert ist, bis zur gewünschte Stabilisierungstiefe in den Baugrund vorgetrieben. Beim Herausziehen des Rohres wird Branntkalk mit Unterstützung von Druckluft und einer im Inneren des Rohres befindlichen Beschickungsschnecke in den Baugrund eingebracht und mit Hilfe des Mischpropellers eingemischt. Auf diesem Wege können Stabilisierungssäulen mit Querschnitten von 2 bis 9,5 m<sup>2</sup> und bis zu 60 m Tiefe ab der Wasseroberfläche hergestellt werden.

Ein für die in Mitteleuropa vorkommenden bindigen Böden geeigneteres Verfahren zur Herstellung von Kalk-Boden-Säulen wurde in den neunziger Jahren von einer deutschen Bohrfirma in Zusammenarbeit mit der hessischen Straßenbauverwaltung entwickelt und angewandt. Die Stabilisierungssäulen werden in zwei Schritten hergestellt. Zunächst wird ein

Bohrloch mit definiertem Durchmesser bis zur geplanten Endtiefe unter Verwendung einer Endlosspirale hergestellt. Anschließend wird das Loch über ein Trichterrohr mit Branntkalk befüllt und mit einer Kurzspirale von größerem Durchmesser rechtsdrehend schneidend überbohrt. Bei diesem Vorgang wird der Kalk in den Untergrund eingemischt. Die Mischspirale wird linksdrehend unter Gegendruck herausgeschraubt. Die Gerätemasse wirkt als Auflast. Durch den Gegendruck wird der Boden verdichtet. Der bei der Vorbohrung geförderte Boden wird gleichzeitig wieder eingefüllt. Damit ist der Boden in der Säule im allgemeinen höher verdichtet als der ursprüngliche Boden. Ein Vorteil des Verfahrens liegt in der Möglichkeit, die Dosierung der Zugabemenge an Kalk über das Volumen des bei der Vorbohrung hergestellten Hohlraumes, der mit Branntkalk verfüllt wird, zu steuern (Wilmers 1998).

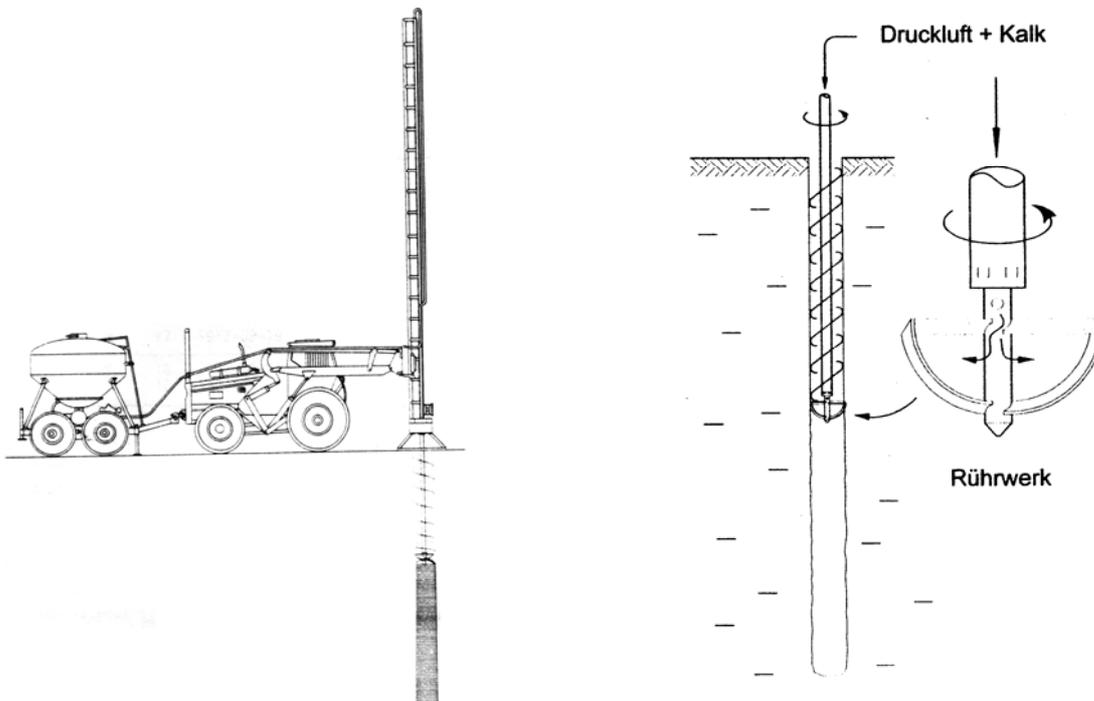


Abb. 1.2 Bohreinheit im Einsatz (entwickelt von der schwedischen Firma Linden-Alimak Anfang der siebziger Jahre), Mischgerät am Kopf des Bohrgestänges

#### 1.4 Vergleichbare Verfahren

Weitere in Deutschland gebräuchliche Verfahren zur tiefgründigen Bodenstabilisierung, die auf Bindemittel-Boden-Reaktionen beruhen, sind das „Mixed-in-Place-Verfahren“ und das

„CSV-Verfahren“ der Fa. Bauer, Schrobenhausen. Beide Verfahren unterscheiden sich jedoch in etlichen Punkten von den hier untersuchten Kalk-Boden-Säulen.

Beim „Mixed-in-Place-Verfahren“ wird je nach Anwendungsfall eine Zementsuspension oder eine Dichtflüssigkeit mittels hintereinander montierter, rotierender Schnecken in den Baugrund eingemischt. Dabei entstehen scheibenförmige verfestigte oder abgedichtete Erdkörper. Die Festigkeitsentwicklung wird durch die Erhärtung des Boden-Suspensions-Gemisches und durch seine Homogenität bestimmt.

Das CSV-Verfahren dient zur Herstellung von schlanken Stabilisierungssäulen im Verdrängungsverfahren. Bei diesem Verfahren wird der anstehende Boden seitlich verdrängt und der entstehende Hohlraum mit einem Trockengranulat (Zement-Sand-Gemisch) verfüllt. Das für den hydraulischen Erhärtungsprozess benötigte Wasser wird dem die Säule umgebenden Boden entzogen. Die Wirksamkeit des Verfahrens wird durch die Bodenentwässerung und die Festigkeitsentwicklung des benetzten Trockengranulats bestimmt. Der Durchmesser der hergestellten Stabilisierungssäulen beträgt 12 – 16 cm.

## **2 Chemisch-physikalische Ursachen der Tragfähigkeitssteigerung**

### **2.1 Stabilisierungseffekte**

Beim tiefgründigen Einmischen von Branntkalk in feinkörnige Böden sind als Stabilisierungseffekte Sofortreaktionen und in der Regel eine langfristig wirkende Verfestigung feststellbar. Der unmittelbare Effekt beruht auf der Senkung des Porenwassergehaltes im Boden durch das chemische Ablöschen des Calciumoxides (Branntkalkes) zu Calciumhydroxid (Kalkhydrat), wobei Wasser chemisch gebunden und Wärmeenergie freigesetzt wird. Hinzu kommt die adhäsive Bindung von Wasser durch die Benetzung des Kalkhydrates. Mechanisch wirksam ist die durch den „Stopfeffekt“ erzielte Verdichtung des Bodens. Kurz- bis mittelfristig wirkt der Austausch von Ionen an den Tonmineralteilchen, langfristig die Zementierung (puzzolanische Reaktion zwischen dem Kalkhydrat und Tonmineralsäuren) und im Falle von Luftkontakt die Karbonatisierung. Die chemischen, physikalischen und mineralogischen Prozesse sind weitestgehend bekannt, jedoch fehlt eine zuverlässige Methode zur quantitativen Prognose des Erfolges einschließlich des zeitlichen Verlaufes.

Ein Modell, das alle obengenannten Prozesse umfasst, gibt es derzeit nicht. Die einzelnen Teilvorgänge des Stabilisierungsprozesses wurden in einem jeweils unterschiedlichen Umfang untersucht und dokumentiert. Es ist zu berücksichtigen, dass trotz der Kenntnis einzelner Teilabläufe und Mechanismen beim Stabilisierungsprozess nur dann eine sichere Beurteilung des Verbesserungserfolges möglich ist, insbesondere den Kationenaustausch und die langfristige „Zementierung“ betreffend, wenn Angaben über die mineralogische Zusammensetzung des Bodens vorliegen. Hier ergibt sich das Problem, dass diese infolge der Genese der Böden häufig sehr vielschichtig ist und auch auf begrenztem Raum Schwankungen unterliegt. Daher ist es in der Regel erforderlich, zur Prognose der Festigkeitsentwicklung auf die Ergebnisse von Labor- oder Feldversuchen zurückzugreifen.

## 2.2 Festigkeitsentwicklung

Mit der Dissoziation des Hydratationsproduktes Kalkhydrat zu  $\text{Ca}^{2+}$  und  $\text{OH}^-$  - Ionen werden Kationenaustauschprozesse in Gang gesetzt, die die Struktur und bodenphysikalischen Eigenschaften der im Boden enthaltenen Tonmineralteilchen beeinflussen. Diese Prozesse sind hinsichtlich ihres Einflusses auf die bodenmechanischen Eigenschaften insgesamt umso bedeutender, je größer der Anteil der Tonfraktion im Boden ist. Der in den Boden eingebrachte und abgelöschte Branntkalk bildet weiterhin die Grundlage für die sogenannten puzzolanischen Reaktionen, einem Verfestigungsprozess, bei dem Kalkhydrat mit in dem Boden enthaltenen reaktionsfähigen Tonmineralen Calciumsilicathydrate bzw. je nach Ausgangsstoffen Calciumaluminathydrate oder Calciumferrithydrate bildet, welche die Bodenkörner „verkitten“ und dem Boden dauerhaft eine hohe Festigkeit verleihen. Hierzu liegen eine Reihe von Erfahrungsberichten mit den Ergebnissen praktischer Untersuchungen vor (z. B. Witt 2003). Die letztgenannten Vorgänge (Kationenaustausch, puzzolanische Verfestigung) sind jedoch nicht Inhalt dieser Arbeit und wurden nur der Vollständigkeit halber aufgeführt.

### 2.3 Thermische Effekte

Das Einmischen des Branntkalkes in den stark wassergesättigten Baugrund führt unmittelbar zu einer Erwärmung des Bindemittel-Boden-Gemisches und des angrenzenden Bodens infolge chemischer Reaktionen. Die Erwärmung beruht auf der Freisetzung von Wärmeenergie beim Ablöschen des Branntkalkes zu Kalkhydrat. Die dabei erreichten Temperaturen können beträchtliche Werte erreichen. In Abhängigkeit der Konzentration des Branntkalkes wurden in Einzelfällen die Siedetemperaturen des Porenwassers erreicht (Broms und Boman 1977-b).

Dokumentationen über Temperaturfeldmessungen bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Kalk gibt es seit 1977 für Kalkpfähle (Stolba 1977) und seit 1984 für Bindemittel-Boden-Säulen (Åhnberg, Holm et al. 1989). Bei Kalksäulen handelt es sich um schlanke Verdrängungssäulen aus reinem Branntkalk

Modelle, die die relevanten Prozesse in analytischer Form behandeln, liegen nicht vor. Bei den Veröffentlichungen, die sich mit der Thematik befassen, handelt es sich um empirische Studien, die Ergebnisse von Feld- und Laborversuchen wiedergeben.

Von Åhnberg, Bengtsson und Holm (1989) stammt ein empirischer Ansatz, die Festigkeitsentwicklung von Bindemittel-Boden-Säulen mit den Ergebnissen von Temperaturmessungen in situ zu korrelieren. Als problematisch erweist sich hierbei, dass die über lange Zeiträume freigesetzte Wärmeenergie von verschiedenen chemischen Reaktionen (Lösevorgänge, Kationenaustauschprozesse, Hydratationsvorgänge, puzzolanische Reaktionen) herrührt und damit in starkem Maße von der mineralogischen Zusammensetzung der Böden und der Art des zugegebenen Bindemittels bestimmt wird.

Daher ist eine Prognose der Festigkeitsentwicklung durch Langzeitreaktionen mittels Temperaturmessung nur bei Böden identischer oder fast identischer mineralogischer Zusammensetzung möglich. Åhnberg et al. geben deshalb verschiedene empirisch bestimmte Korrelationsfaktoren an, die den jeweiligen Versuchsböden zugeordnet werden.

Die nachfolgende Tabelle enthält eine Übersicht der bekannten Untersuchungen zur Temperaturentwicklung bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Bindemittel-Boden-Säulen.

Tab. 2.1 Zusammenstellung der Untersuchungen zur Bodenentwässerung mittels Kalkpfählen und Kalk-Boden-Säulen

Autor (Jahr)	Untersuchungsgegenstand	Anmerkungen
Stolba (1977)	Bodenentwässerung von schluffigen Böden in Hessen mit Branntkalkpfählen, Angaben zum Einflussbereich der Entwässerung und zur Änderung des Temperaturfeldes im Boden	Dokumentation der Ergebnisse von Feldversuchen, keine analytische Auswertung
Åhnberg, Holm et al. (1984, 1989, 1995)	Empirische Studien zur Festigkeitsentwicklung von Bindemittel-Boden-Säulen, Aufzeichnung von Temperaturverläufen in Bindemittel-Boden-Säulen und deren Umfeld in Abhängigkeit der Art des gewählten Bindemittels und unter Berücksichtigung der Säulenordnung	Ansatz, die Festigkeitsentwicklung mit Hilfe einer empirischen Beziehung zu beschreiben, Korrelationsfaktor $K$ in Abhängigkeit des Bodens und des Bindemittels erforderlich

### 3 Zielstellung der Arbeit

Wie zuvor unter Punkt 2.1 beschrieben, sind mit der Herstellung der Branntkalk-Boden-Säulen eine Reihe von Effekten verbunden, die einen stabilisierenden Einfluss auf den Boden ausüben und chemisch-physikalische sowie mechanische Ursachen haben. Ein Effekt, der auf der Hydratation des Branntkalkes zu Kalkhydrat beruht, ist die Erwärmung des Bindemittel-Boden-Gemisches und als Folge davon auch die Erwärmung des angrenzenden Bodens.

In dem Schrifttum zur tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk wird den dabei auftretenden Temperaturfeldänderungen des öfteren ein Einfluss auf die Festigkeitsentwicklung zugesprochen (Broms und Boman 1977-b, Stolba 1979, Smolctzyk und Hilmer 1996). Jedoch fehlt bisher eine Präzisierung dieser Annahme und eine Quantifizierung des Effektes. Als Ur-

sache wird ein temperaturinduziertes Abströmen des in flüssiger und dampfförmiger Phase vorliegenden Porenwassers aus dem stabilisierten Erdkörper in den umgebenden Boden angesehen. Damit verbunden wäre eine Austrocknung der Säule und eine Zunahme der Saugspannungen. Auch ist ein Einfluss auf den Ablauf chemischer Reaktionen nicht auszuschließen.

Untersuchungsergebnisse zu dem Phänomen der thermisch bedingten Wassertransporte und der damit verbundenen Austrocknung der Böden wurden in den letzten Jahren vor allem auf dem Gebiet des Deponiebaus (z. B. Vielhaber 1995, Döll 1996) veröffentlicht.

Ziel dieser Arbeit ist es, zu ermitteln, ob von den bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen auftretenden thermischen Effekten ein Einfluss auf die Festigkeitsentwicklung des stabilisierten Erdkörpers durch temperaturinduzierte Wassertransporte ausgeht. Wenn ein Zusammenhang zwischen Erwärmung und Festigkeitsentwicklung besteht, stellt sich die Frage, inwieweit dieser Effekt Eingang in die Tragfähigkeitsbemessung von Bindemittel-Boden-Säulen finden muss.

Zur Erfassung der thermischen Effekte werden die bei der Säulenherstellung auftretenden Temperaturfeldänderungen auf der Grundlage von Wärmeleitungsprozessen numerisch simuliert und bewertet. Hierzu müssen die thermischen Parameter der Böden bestimmt und ihre Veränderungen durch das Einmischen des Bindemittels untersucht und quantifiziert werden. Dieses schließt beispielsweise Effekte wie chemische Wasserbindung, Porenraum- und Sättigungsänderungen ein. Weiterhin werden der zeitliche Verlauf der chemischen Reaktion und ihre Intensität und die damit verbundene Energiefreisetzung modelliert, sowie die thermischen Randbedingungen (äußere Temperatureinflüsse, Ausgangstemperatur des Bodens) erfasst.

Auf der Grundlage dieser Randbedingungen wird mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode die mit der chemischen Reaktion verbundene, zeitabhängige Temperaturfeldänderung berechnet. Die Verifizierung des numerischen Modells geschieht durch die Nachrechnung von Feldversuchen, bei denen Temperaturverläufe in situ gemessen wurden. Wird das numerische Berechnungsverfahren durch die Nachrechnung der Feldversuche bestätigt, werden die Einflüsse herstellungsbedingter und natürlicher Faktoren wie Bindemittelkonzentration, Säulengeometrie und Position, Sättigung und Trockendichte des unbehandelten Bodens sowie jahreszeitliche Temperaturschwankungen untersucht und hinsichtlich ihres Einflusses bewertet.

Auf der Grundlage der rechnerisch ermittelten Temperaturverläufe wird der Einfluss der thermischen Effekte auf das Gesamtpotential des im Boden in flüssiger und dampfförmiger Phase enthaltenen Wassers untersucht und quantifiziert. Diese Betrachtung schließt temperaturabhängige chemisch-physikalische Prozesse wie die Löslichkeit des Kalkhydrates und die damit einhergehende Beeinflussung des osmotischen Potentials ein.

Die ermittelten Potentialgradienten bilden die Grundlage für die Abschätzung der temperaturinduzierten Wassertransporte in der dampfförmigen und flüssigen Phase, ihres zeitlichen Auftretens und ihrer Strömungsrichtung.

In anschließenden Temperaturfeldberechnungen werden die thermischen Bodenkennwerte an die sich zeitlich verändernde Wassersättigung des Bodens angepasst. Anhand von vergleichenden Berechnungen wird der Einfluss der Sättigungsänderung auf die Berechnungsergebnisse der entkoppelten Betrachtung des Wärme- und Massestromes überprüft. Gegebenenfalls muss das Modell modifiziert werden, und es werden zusätzliche iterative Rechenschritte erforderlich.

Abschließend werden die temperaturinduzierten Wasserbewegungen im Hinblick auf die Festigkeitsentwicklung der Säulen unter der Einbeziehung herstellungsbedingter überlagernder Effekte bewertet.

## **4 Übertragung von Wärme im Boden**

### **4.1 Arten der Wärmeübertragung im Boden**

Wärmeübertragung findet in Böden durch Wärmeleitung, Konvektion, Wärmestrahlung sowie an Wasserdampftransport gekoppelt statt. Der Wärmetransport durch Wärmeleitung ist hierbei der vorherrschende Mechanismus. Dennoch tragen alle Übertragungsarten zum Wärmefluss von wärmeren zu kälteren Bereichen bei.

Der Anteil der einzelnen Mechanismen wird durch das Temperaturniveau im Boden, die Zusammensetzung des Bodens, seiner Struktur und Wassersättigung bestimmt.

Die nachfolgende Abbildung (Farouki 1986) gibt einen Überblick über die Bedingungen (Korngrößenverteilung, Sättigung) unter denen die einzelnen Übertragungsarten neben der Wärmeleitung an Einfluss gewinnen.

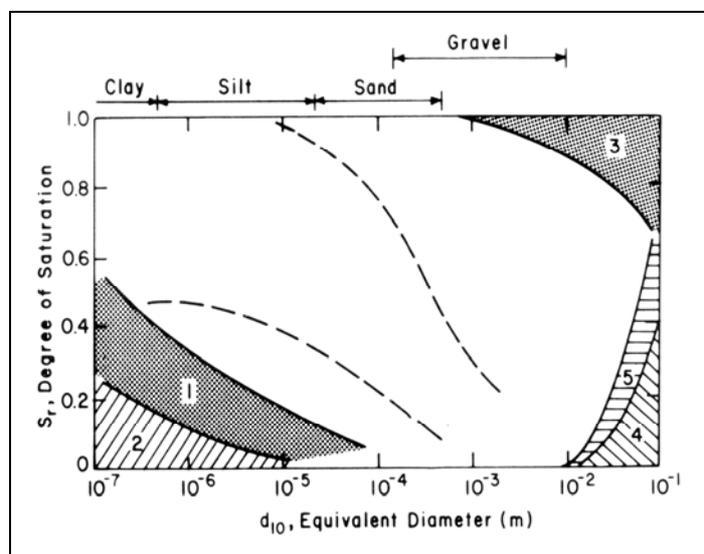


Abb. 4.1 Bereiche mit vorherrschendem Einfluss verschiedener Wärmetransport-Mechanismen (neben der Wärmeleitung) in Abhängigkeit der Korngrößenverteilung und Sättigungsgrade der Böden. Erwartete Abweichungen in Abhängigkeit der Sättigung unter Feldbedingungen liegen innerhalb der durch gestrichelte Linien begrenzten Bereiche (nach Johansen 1975, zitiert in Farouki 1986).

1-thermische Umverteilung von Bodenfeuchte (infolge Dampfdruckgradienten), 2-Dampfdiffusion infolge von Feuchtegradienten, 3-freie Konvektion im Wasser, 4-freie Konvektion in den Luftporen, 5-Wärmestrahlung

Nach Farouki (1986) spielen Konvektion und Wärmestrahlung im allgemeinen eine unbedeutende Rolle, unter bestimmten Bedingungen haben sie jedoch einen beträchtlichen Einfluss.

Da die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk bei feinkörnigen, bindigen Böden mit starker Wassersättigung angewandt wird, ist für die weitere Betrachtung vor allem die Wärmeleitung maßgebend. Die Mechanismen der Wärmeübertragung im Boden werden nachfolgend einzeln dargestellt und hinsichtlich ihres Einflusses auf das betrachtete Bauverfahren abgegrenzt.

#### 4.1.1 Wärmeleitung

Wärmeleitung findet in allen Bodenkomponenten (Festschubstanz, Porenfluid, Porenegas) statt. Unter Wärmeleitung versteht man einen Energietransport infolge atomarer und molekularer Wechselwirkungen unter dem Einfluss ungleicher Temperaturverteilung. Die Wärmeleitung im Boden infolge eines Temperaturgradienten wird durch die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  des Bodens bestimmt. Auf die Wärmeleitfähigkeit des Bodens und ihre Einflussfaktoren wird nachfolgend ausführlich eingegangen.

#### 4.1.2 Freie Konvektion

Die freie Konvektion ist ein Massentransportphänomen, das in Flüssigkeiten und Gasen infolge eines Temperaturgradienten auftritt und auf der Änderung der Dichte mit der Temperatur beruht. Bei höheren Temperaturen ist die Dichte des Fluids oder des Gases geringer, was zu einer Aufwärtsbewegung führt. Eine Ausnahme bildet das Wasser. Bei Wasser gelten diese Aussagen nur für Temperaturen oberhalb von 4° C („Anomalie des Wassers“). Die aufsteigenden Teilchen führen ihre Wärme mit und erzeugen ein Flussschema, das nach Farouki (1986) häufig durch polygonale Formen beschrieben wird.

In Böden mit Korngrößen unterhalb der Sandkornfraktion ist Wärmetransport durch Konvektion in der Regel nicht möglich. Der Porendurchmesser muss nach Russel (1935) – zitiert in Farouki – mehr als 8 Millimeter betragen, damit eine natürliche Konvektion in Erscheinung tritt. Da sich die Anwendung der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Bodensäulen auf schluffige und tonige Böden erstreckt, kann natürliche freie Konvektion bei der Betrachtung von Wärmetransportvorgängen praktisch ausgeschlossen werden.

#### 4.1.3 Erzwungene Konvektion

Erzwungene Konvektion tritt in Gasen oder Flüssigkeiten auf, wenn die Teilchenbewegung und der damit verbundene Wärmetransport durch äußere Einflüsse wie Druckunterschiede hervorgerufen werden. Die Teilchenbewegung findet nicht durch den Wärmetransport statt, sondern der Wärmetransport durch die Teilchenbewegung. Ein Fall von erzwungener Konvektion ist der Transport von Wärme mit einer Grundwasserströmung (Dahlem 2000), welcher bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk jedoch in den Hintergrund tritt, da diese gewöhnlich außerhalb von Bereichen mit strömendem Grund- oder Schichtwasser erfolgt oder die Fließgeschwindigkeiten sehr klein sind.

Einen großen Einfluss auf die Wärmeausbreitung im Boden hat dagegen der gekoppelte Wärme- und Wasserdampftransport beim Vorhandensein hinreichend zusammenhängender Luftvolumina (Hartge und Horn 1991).

Eine Ursache des Wärmetransports ist die bei hoher Wassersättigung der Bodenluft an die Änderung der Temperatur gekoppelte Änderung des Dampfdruckes im Porenraum und die damit verbundene Entstehung von anisothermen Dampfdruckgefällen. Letztere führen zu ei-

nem konzentrationsbedingten Wasserdampfstrom und der Kondensation von Wasserdampf zu Wasser in Bereichen niedrigerer Temperatur. Dabei wird die an den Phasenübergang gekoppelte Verdampfungswärme des Wassers transportiert. Dieser Mechanismus bleibt wirksam, solange die durch Kondensation freiwerdende Wärmemenge von den Orten der Kondensation so schnell abgeführt wird, dass dort die niedrigen Temperaturen erhalten bleiben. Auf den durch Temperaturgefälle bedingten Wasserdampftransport und den daran gekoppelten Transport von Wärme wird an späterer Stelle dieser Arbeit ausführlich eingegangen.

Isotherme Dampfdruckgefälle entstehen, wenn Bodenbereiche unterschiedlich stark austrocknen. Dadurch werden die Wasserfilme auf den Bodenteilchen dünner, die mit Ihnen im Gleichgewicht stehenden Menisken kleiner und damit auch der Dampfdruck geringer. Der dadurch bedingte Gradient führt zu ausgleichenden Transportbewegungen (Hartge und Horn 1991). Dabei kommt es auch zu Wärmetransporten, da der Transfer von Feuchtigkeit und Wärme in vielen Situationen simultan und untrennbar geschieht (Farouki 1986).

#### 4.1.4 Wärmestrahlung

Wärmestrahlung ist eine elektromagnetische Strahlung im Wellenlängenbereich von ca. 0,8 - 300  $\mu\text{m}$ , die sogenannte infrarote Strahlung. Sie findet zwischen zwei Oberflächen unterschiedlicher Temperatur, die durch ein für die Wärmestrahlung durchlässiges Medium, z. B. Luft, voneinander getrennt sind, statt. Die Größe der Wärmestrahlung wird durch die Oberflächentemperaturen der beteiligten Flächen, ihre Oberflächenbeschaffenheit und ihre Lage und Größe zueinander bestimmt. In wassergesättigten Böden tritt keine Wärmestrahlung auf.

Nach Farouki (1986) ist der Beitrag der Wärmestrahlung am Wärmetransport in Böden in den meisten Fällen geringfügig. Einen erkennbaren Einfluss hat die Wärmestrahlung bei nahezu trockenen Kiesen. Im Falle der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Bodensäulen in feinkörnigen Böden mit hohem Wassergehalt ist Wärmestrahlung praktisch auszuschließen.

## 4.2 Ermittlung der thermischen Parameter von Böden

### 4.2.1 Wärmekapazität

Unter der Wärmekapazität versteht man die Wärmemenge, die man einem Stoff zuführen muss, um ein Mol (g, cm<sup>3</sup>) einer Substanz um einen Kelvin (1 K = 1 °C) zu erwärmen. Die Wärmekapazität lässt sich als Molare Wärmekapazität [J/(mol · K)], als spezifische Wärmekapazität [J/(g · K)] und als volumetrische Wärmekapazität [J/(cm<sup>3</sup> · K)] darstellen.

Boden bildet im ungesättigten Zustand ein 3-Phasen-Gemisch, bestehend aus Porengas (Bodenluft), Festsubstanz und Porenfluid. Im gesättigten Zustand bildet der Boden ein 2-Phasen-Gemisch aus Porenfluid und Festsubstanz. Jede dieser Phasen verfügt über eine eigene Wärmekapazität. Nach Hillel (1980) und Vielhaber (1995) wird die volumetrische Wärmekapazität von Quarz und Tonmineralien als Hauptbestandteile der Festsubstanz mit  $C_s = 2,0$  J/(cm<sup>3</sup> · K) und die des Wassers mit  $C_w = 4,18$  J/(cm<sup>3</sup> · K) angegeben. Letzteres gilt strenggenommen nur für eine Temperatur von 298 K (25°C). Für nicht allzu große Temperaturbereiche kann  $C_w$  jedoch annähernd konstant angenommen werden (Christen 1988). Die volumetrische Wärmekapazität der Luft wird mit  $C_a = 0,0013$  J/(cm<sup>3</sup> · K) angegeben und kann in der Regel vernachlässigt werden (Vielhaber 1995).

Die Wärmekapazität eines Bodens ist somit von den Anteilen der Komponenten Festsubstanz, Porenfluid und Porengas und deren Zusammensetzung abhängig. Nach Hillel (1980) lässt sich die volumetrische Wärmekapazität eines Bodens durch die Addition der volumetrischen Wärmekapazitäten der drei Phasen, gewichtet nach ihren Volumenanteilen  $f$  [-], berechnen.

$$C = f_s \cdot C_s + f_w \cdot C_w + f_a \cdot C_a \quad \text{in J/(cm}^3 \cdot \text{K)} \quad (4.1)$$

Die Verwendung des Porenanteils  $n$  zur Beschreibung der Volumenanteile ergibt:

$$C = (1 - n) \cdot C_s + n_w \cdot C_w + n_a \cdot C_a \quad \text{in J/(cm}^3 \cdot \text{K)} \quad (4.2)$$

Bei Vernachlässigung von  $C_a$  erhält man die volumetrische Wärmekapazität wie folgt:

$$C = (1-n) \cdot C_s + n_w \cdot C_w \quad (4.3)$$

$$C = \frac{\rho_d}{\rho_s} \cdot C_s + w \cdot \frac{\rho_d}{\rho_w} \cdot C_w \quad (4.4)$$

$$C = \rho_d \cdot \left( \frac{C_s}{\rho_s} + w \cdot \frac{C_w}{\rho_w} \right) = \frac{\rho}{(1+w)} \cdot \left( \frac{C_s}{\rho_s} + w \cdot \frac{C_w}{\rho_w} \right) \quad (4.5)$$

wobei:  $w$  = gravimetrischer Wassergehalt des Bodens

$\rho_d$  = Dichte des trockenen Bodens

$\rho_s$  = Korndichte

$\rho$  = Dichte des feuchten Bodens

Die spezifische Wärmekapazität  $c$  ergibt sich aus dem Quotienten der volumetrischen Wärmekapazität des Bodens und seiner Feuchtdichte  $\rho$ .

$$c = \frac{C}{\rho} \quad \text{in J/(g * K)} \quad (4.6)$$

$$c = \frac{\rho_d}{\rho} \cdot \left( \frac{C_s}{\rho_s} + w \cdot \frac{C_w}{\rho_w} \right) = \frac{1}{(1+w)} \cdot \left( \frac{C_s}{\rho_s} + w \cdot \frac{C_w}{\rho_w} \right) \quad (4.7)$$

Mit Hilfe der nachfolgenden Beziehungen lässt sich die volumetrische Wärmekapazität auch in Abhängigkeit von der Sättigung des Bodens darstellen (siehe Abb. 4.2):

$$S_r = \frac{n_w}{n} \quad (4.8)$$

$$C = \frac{\rho_d}{\rho_s} \cdot C_s + S_r \cdot \left( 1 - \frac{\rho_d}{\rho_s} \right) \cdot C_w \quad (4.9)$$

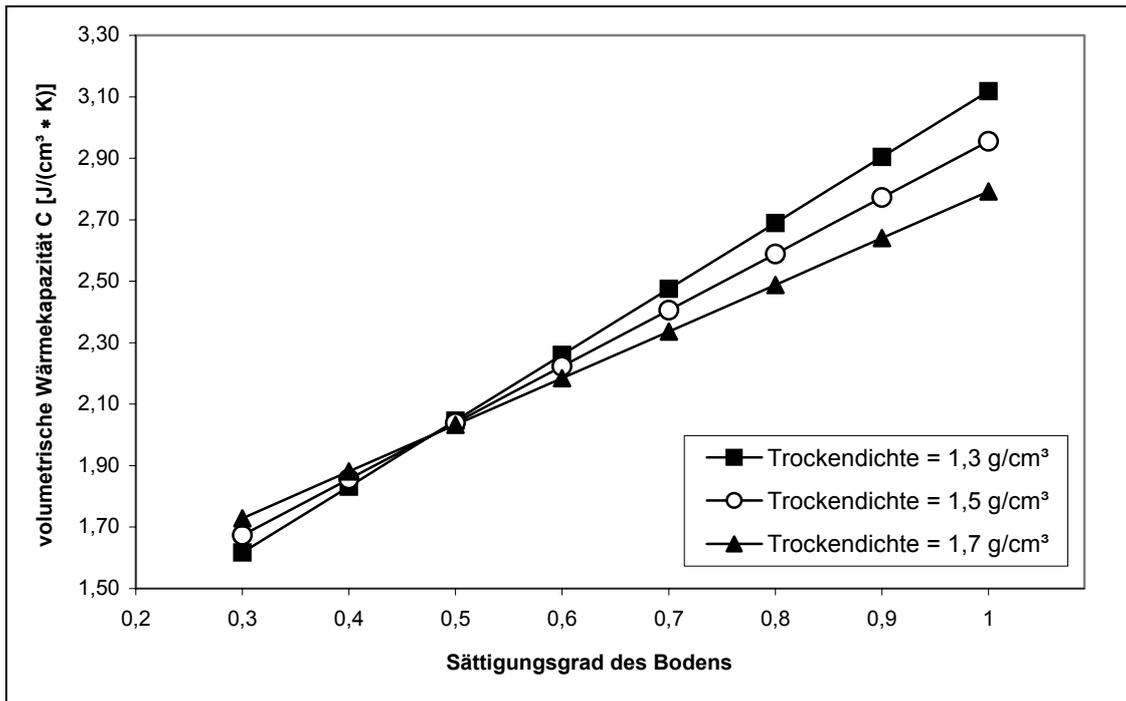


Abb. 4.2 volumetrische Wärmekapazität des Bodens in Abhängigkeit seiner Sättigung und seiner Trockendichte ( $\rho_s = 2,67 \text{ g/cm}^3$ ,  $\rho_w = 1,0 \text{ g/cm}^3$ ,  $C_s = 2,0 \text{ J/(cm}^3 \cdot \text{K)}$ ,  $C_w = 4,18 \text{ J/(cm}^3 \cdot \text{K)}$ )

#### 4.2.2 Wärmeleitfähigkeit

Die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  ist ein Proportionalitätsfaktor, der den Einfluss des Bodens auf den Wärmetransport durch Leitung erfasst und kann analog zum Leitfähigkeitskoeffizienten  $k$  des Wasserflusses nach Darcy angesehen werden. Sie wird als die Wärmemenge definiert, die innerhalb einer bestimmten Zeit eine Fläche unter Wirkung eines Temperaturgefälles in Richtung der Flächennormalen durchströmt und hängt von der Zusammensetzung und Struktur der Festsubstanz, dem Wassergehalt und dem Luftporengehalt ab. Die Wärmeleitfähigkeit der einzelnen Bodenbestandteile, Wasser und Festsubstanz im gesättigten Zustand, zusätzlich Porengas (Bodenluft) im ungesättigten Zustand, unterscheidet sich bis zu mehreren Zehnerpotenzen voneinander (Hartge & Horn 1991). Die Wärmeleitfähigkeit von Quarz beträgt beispielsweise ca. das Fünfzehnfache des Wassers und ist mehr als doppelt bis dreifach mal höher als die der anderer Bodenminerale (Johansen 1975 und Hillel 1980). Die Wärmeleitfähigkeit des Bodens wird somit durch die räumliche Anordnung der Bodenkomponenten, den daraus resultierenden Korn-zu-Korn-Kontakten und den im Boden vorhandenen Wasserfilmen sowie deren Ausbildung bestimmt. Wegen des großen experimentellen Aufwandes wird die

Wärmeleitfähigkeit selten gemessen, und häufig werden in der Literatur aufgeführte Werte zitiert, oder sie wird aus einfacher zu erfassenden Bodenkenngrößen rechnerisch abgeleitet (Hartge & Horn 1991).

Nach Farouki (1986) werden für ungefrorene feinkörnige Böden die besten Berechnungsergebnisse mit der von Johansen (1975) entwickelten Methode erzielt. Johansen beschreibt die Wärmeleitfähigkeit von ungesättigten Böden als Funktion der Wärmeleitfähigkeit im trockenen und gesättigtem Zustand unter Zugrundelegung der Kersten-Zahl  $K_e$ . Oberhalb einer Sättigung von  $S_r = 0,2$  liegt die Abweichung der berechneten Werte von den tatsächlichen Leitfähigkeiten innerhalb einer Spanne von  $\pm 35 \%$ . Unterhalb einer Sättigung von  $S_r = 0,2$  können sie bis zu  $45 \%$  betragen. Für gesättigte Böden empfiehlt Farouki ebenfalls die Berechnung nach Johansen. Die Abweichungen liegen hierbei unter  $\pm 25 \%$ , gemäß Farouki eine für den praktischen Gebrauch genügende Genauigkeit.

Berechnung der Wärmeleitfähigkeit des ungesättigten Bodens nach Johansen (1975):

$$\lambda = (\lambda_{sat} - \lambda_{dry}) \cdot K_e + \lambda_{dry} \quad (4.10)$$

wobei:  $\lambda_{sat}$  = Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bodens

$\lambda_{dry}$  = Wärmeleitfähigkeit des trockenen Bodens

$K_e$  = Kersten-Zahl (ein vom Sättigungsgrad abhängiger Proportionalitätsfaktor)

trockene Leitfähigkeit natürlicher Böden (Abweichungen von  $\pm 20 \%$  möglich):

$$\lambda_{dry} = \frac{0,135 \cdot \rho_d + 64,7}{\rho_s - 0,947 \cdot \rho_d} \quad \text{in} \left[ \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad \text{wobei } \rho_d \text{ und } \rho_s \text{ in } [\text{kg}/\text{m}^3] \quad (4.11)$$

gesättigte Leitfähigkeit:

$$\lambda_{sat} = \lambda_s^{(1-n)} \cdot \lambda_w^n \quad \text{mit } \lambda_w = 0,57 \left[ \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad (4.12)$$

$$\lambda_{sat} = \lambda_s^{(1-n)} \cdot 0,57^n \quad \text{in} \left[ \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}} \right] \quad (4.13)$$

wobei:  $\lambda_s$  = Partikelleitfähigkeit,  $n$  = Porenanteil des Bodens

Die Kersten-Zahl wird in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad bestimmt:

$$K_e \approx 0,7 \cdot \lg S_r + 1 \quad (\text{grobkörnige ungefrorene Böden) wobei } S_r \geq 0,05 \quad (4.14)$$

$$K_e \approx \lg S_r + 1 \quad (\text{feinkörnige ungefrorene Böden) wobei } S_r \geq 0,10 \quad (4.15)$$

Die Partikelleitfähigkeit  $\lambda_s$  kann mit den nachfolgenden Beziehungen (Tabelle 4.1) ermittelt werden (Jessberger 1996), wobei die Wärmeleitfähigkeit des Quarzes hierbei mit 10 W/(m · K), die der anderen Bodenmineralien mit 2,0 bzw. 3,0 W/(m · K) angenommen wird.

Tabelle 4.1 Ermittlung der Partikelleitfähigkeit  $\lambda_s$  in Abhängigkeit des Quarzgehaltes des Bodens in W/(m · K) nach Jessberger (1996)

Quarzgehalt	Körnungsanteil < 0,02 mm	Dichte [kg/m <sup>3</sup> ]	
		2700	2900
unbekannt	< 20 %	4,5	3,5
	< 60 %	2,5	
q = bekannt	< 20 %	$2^{1-q} * 10^q$	$3^{1-q} * 10^q$
	> 60 %	$2^{1-q} * 10^q$	

Nach Farouki (1986) weist die Wärmeleitfähigkeit der im Boden enthaltenen Mineralien eine große Spannweite auf. Entsprechend schwanken die Angaben in der Literatur. Johansen gibt die Wärmeleitfähigkeit der Bodenkomponenten als Teil seines Berechnungsmodells mit 7,7 W/(m · K) für Quarz und 2,0 W/(m · K) für andere Mineralien an. Die Partikelleitfähigkeit der Festsubstanz wird am deutlichsten von ihrem Quarzanteil beeinflusst.

In Abbildung 4.3 ist die Wärmeleitfähigkeit eines feinkörnigen Bodens in Abhängigkeit seines Sättigungsgrades und seiner Trockendichte nach dem Berechnungsansatz von Johansen (1975) dargestellt.

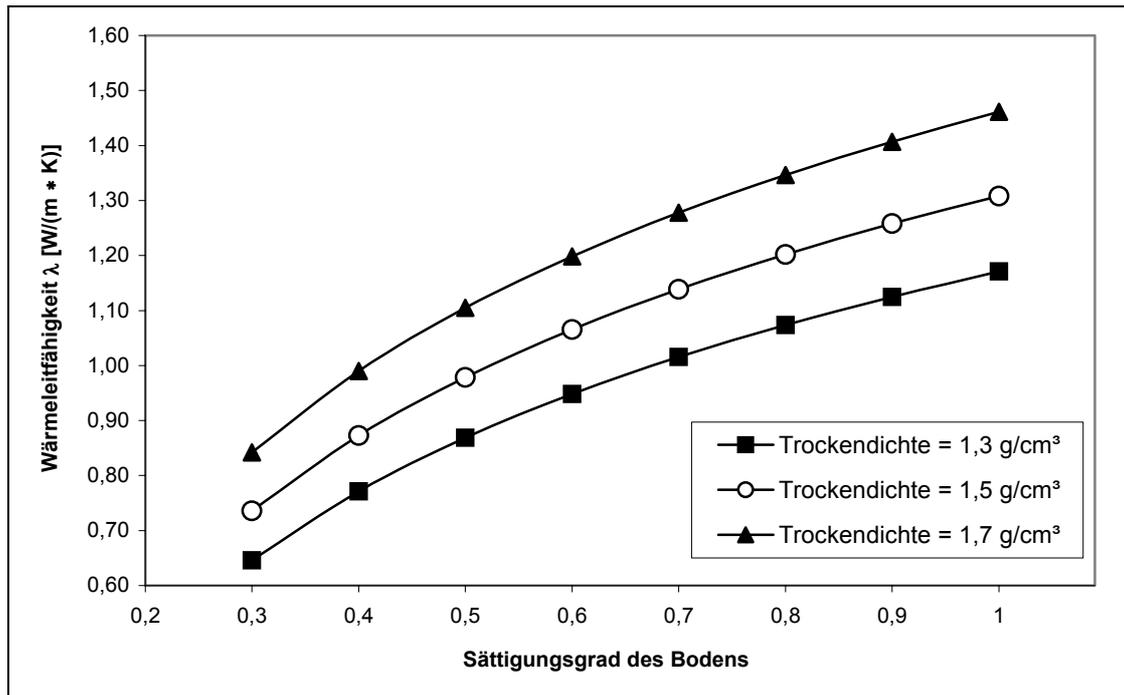


Abb. 4.3 Wärmeleitfähigkeit eines feinkörnigen Bodens in Abhängigkeit seiner Sättigung und seiner Trockendichte ( $\rho_s = 2,67 \text{ g/cm}^3$ ,  $\rho_w = 1,0 \text{ g/cm}^3$ ,  $\lambda_s = 2,5 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ ,  $\lambda_w = 0,57 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ )

#### 4.2.3 Temperaturleitfähigkeit

Im Falle nichtstationärer Verhältnisse wird die Wärmeausbreitung im Boden nicht allein durch seine Wärmeleitfähigkeit, sondern auch durch seine Wärmekapazität bestimmt.

Das Verhältnis der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  zur volumetrischen Wärmekapazität  $C$  wird als Temperaturleitfähigkeit  $a$  bezeichnet.

$$a = \frac{\lambda}{C} \quad \text{in [cm}^2\text{/s]} \quad (4.16)$$

Die Temperaturleitfähigkeit  $a$  ist ein Maß für die Geschwindigkeit des Temperatursausgleichs in einem Stoff. Die Temperaturleitfähigkeit wird gemäß der obigen Beziehung durch die Wärmeleitfähigkeit und die volumenbezogene Wärmekapazität bestimmt. Die Zahlenwerte beider Größen steigen mit zunehmendem Wassergehalt des Bodens, jedoch nicht im gleichen Maß. Daher nimmt die Veränderung der Temperaturleitfähigkeit bei zunehmendem Wassergehalt einen uneinheitlichen Verlauf (Abbildung 4.4).

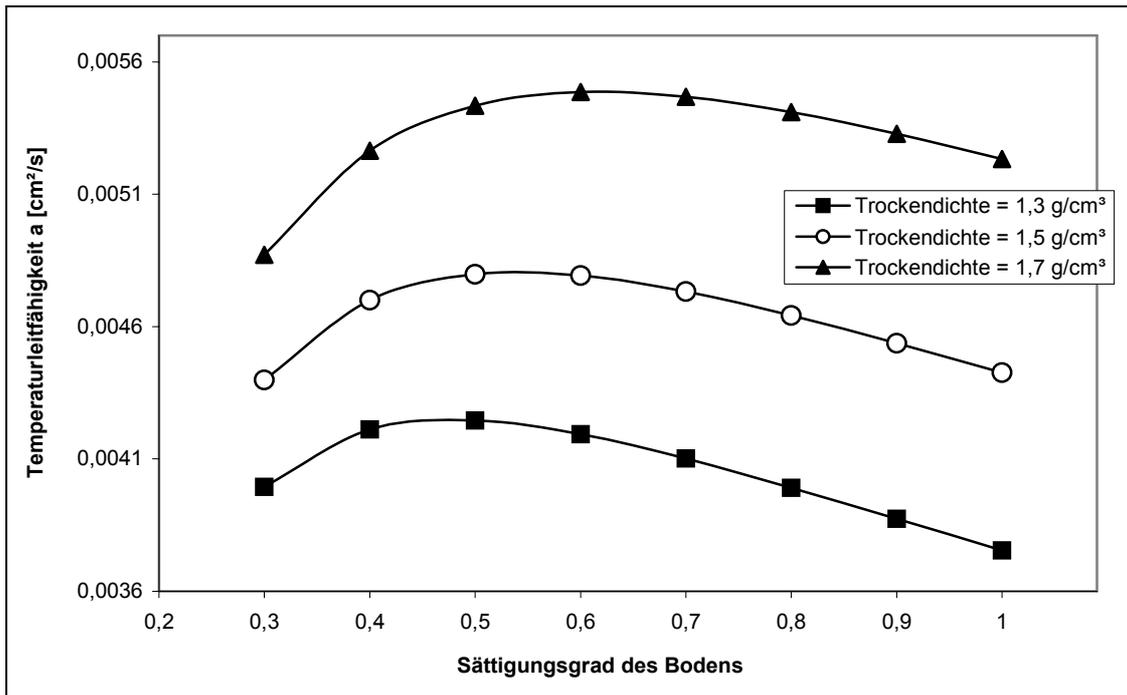


Abb. 4.4 Temperaturleitfähigkeit eines feinkörnigen Bodens in Abhängigkeit seiner Sättigung und seiner Trockendichte ( $\rho_s = 2,67 \text{ g/cm}^3$ ,  $\rho_w = 1,0 \text{ g/cm}^3$ ,  $\lambda_s = 2,5 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ ,  $\lambda_w = 0,57 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ )

## 5 Transport von Wasser im Boden

### 5.1 Vorbemerkungen

Der Boden ist ein poröses Medium, das im ungesättigten Zustand aus einer festen Phase (Bodenmatrix), einer flüssigen Phase (Bodenwasser) und einer Gasphase (Bodenluft) besteht. Im gesättigten Zustand entfällt die gasförmige Phase, und der Boden bildet ein 2-Phasengemisch.

Die feste Phase, auch Bodenmatrix genannt, besteht aus mineralischer, teilweise auch organischer Substanz, deren chemisch-physikalische Eigenschaften stark variieren können. Die Anordnung und Größe der Feststoffteilchen bestimmt die Struktur des Porenraums und seinen Anteil am Gesamtvolumen des Bodens. Die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Bindemitteln, insbesondere mit Branntkalk, findet bei Böden Anwendung, deren überwiegender Teil der Festsubstanz aus Festteilchen mit einem Äquivalentdurchmesser  $< 0,063 \text{ mm}$  und  $< 0,002 \text{ mm}$  (Schluff- und Tonfraktion) gebildet wird. Böden, die überwiegend aus den beiden letztgenannten Kornfraktionen bestehen, weisen starke innere Bindekräfte (Kohäsion), ein

großes Wasserbindevermögen und im Anwendungsfall der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Bindemitteln einen hohen Sättigungsgrad auf.

Die flüssige Phase des Bodens besteht überwiegend aus Wasser und darin gelösten Salzen sowie in Abhängigkeit des Anteils an organischen Substanzen auch aus organischen Säuren. Sie wird auch als Bodenlösung bezeichnet.

Die Gasphase wird überwiegend aus Luft und Wasser in dampfförmiger Phase gebildet.

Im Gegensatz zu Veränderungen der festen Phase (Umlagerung der Festteilchen, chemisch-physikalische Umwandlungsprozesse), die bei feinkörnigen Böden meist lange Zeiträume in Anspruch nehmen, können Umverteilungen des Bodenwassers und der Bodenluft relativ rasch stattfinden. Auslöser sind Änderungen der Druckverhältnisse in der flüssigen oder gasförmigen Phase oder in beiden Phasen. Eine mögliche Ursache für Änderungen der Druckverhältnisse sind Temperaturveränderungen. Die durch die Druckdifferenzen ausgelösten Wasser- und Luftbewegungen werden nachfolgend betrachtet. Wichtig sind hierbei die temperaturabhängigen Eigenschaften des Wassers, welches den Hauptbestandteil der flüssigen Phase und einen wesentlichen Bestandteil der gasförmigen Phase bildet.

#### 5.1.1 Eigenschaften von Wasser und Wasserdampf unter dem Einfluss der Temperatur

Das Wassermolekül besitzt ein permanentes Dipolmoment, welches auf der räumlichen Anordnung der positiv polarisierten Wasserstoffatome gegenüber dem negativ polarisierten Sauerstoffatom beruht. Die Polarisierung der Wassermoleküle führt zu Ausbildung von Wasserstoffbrücken und zur Bildung größerer Molekülverbände (z. B. Christen 1988). Wasserstoffbrückenbindungen entstehen, wenn positiv polarisierte Wasserstoffatome zwischen zwei negativ polarisierte F-, O- oder N-Atome eingebunden werden. Die Bindungsenergien sind stark temperaturabhängig.

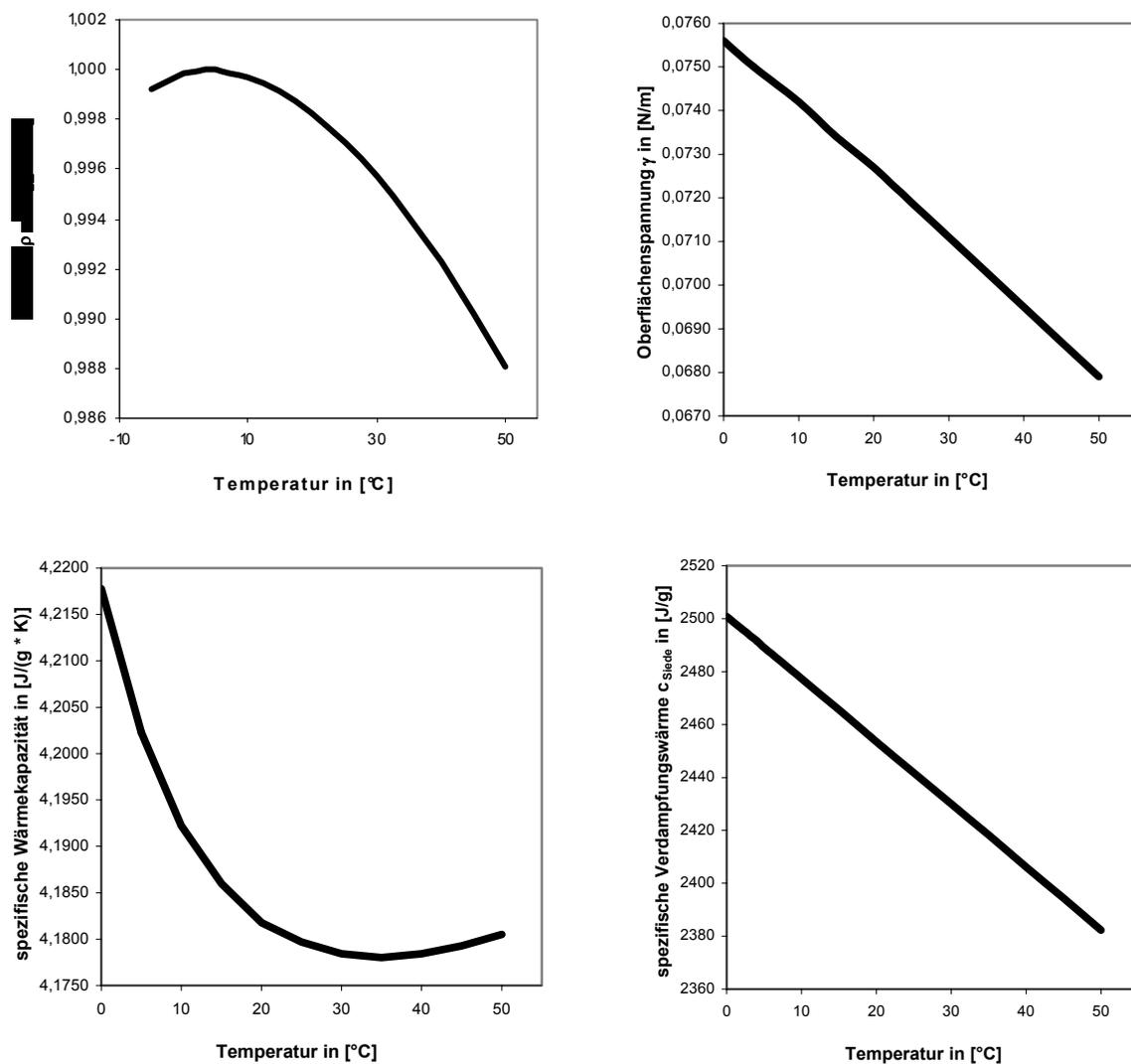
Die Assoziation der Wassermoleküle führt zu einer gewissen Ordnung der Moleküle, die je nach Temperatur etwa 30 bis 90 Wassermoleküle umfasst, und eine Reihe von besonderen Eigenschaften des Wassers begründet. So verfügt Wasser über eine gegenüber anderen Flüssigkeiten große Oberflächenspannung (Tabelle 5.1) sowie hohe Werte für den Siedepunkt, den Schmelzpunkt, die Wärmekapazität, die Viskosität und eine große Dielektrizitätskonstante.

Tabelle 5.1 Oberflächenspannung  $\gamma$  des Wassers bei 20 °C im Vergleich zu anderen Substanzen (nach Hartge/Horn 1991)

Substanz	Ethanol	Schwefelsäure	Wasser	Quecksilber
Oberflächenspannung in [N/m]	0,022	0,054	0,073	0,480

Weiterführende Angaben hierzu können Marshall et al. (1996), Christen (1988), Hillel (1980), und Farouki (1986) entnommen werden.

Die Abbildung 5.1 zeigt temperaturabhängige Eigenschaften des Wassers nach Angaben der vorgenannten Autoren, die für die nachfolgenden Betrachtungen von Interesse sind.



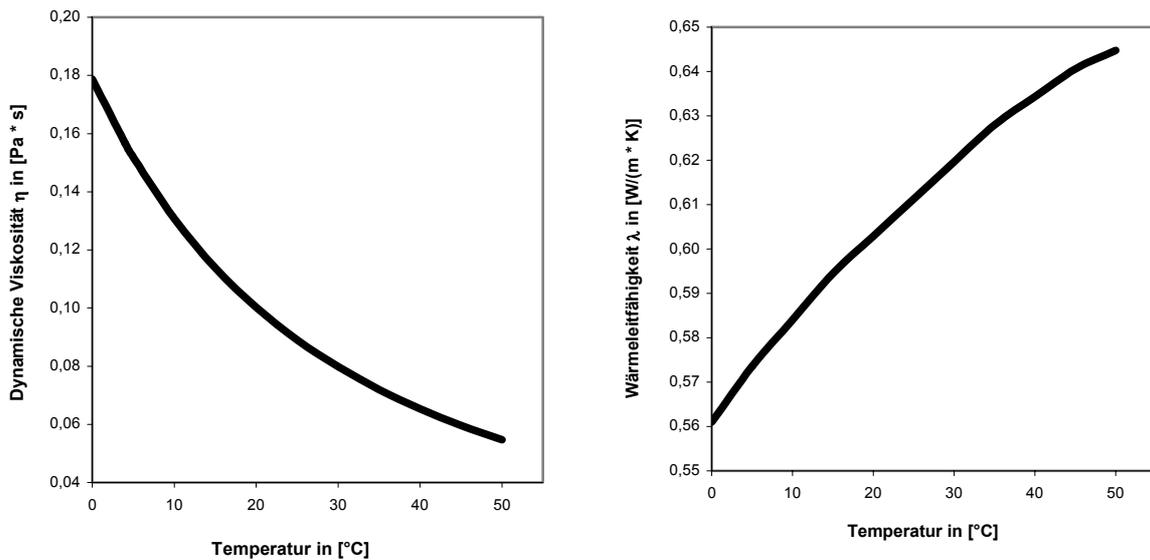


Abb. 5.1 temperaturabhängige Eigenschaften des Wassers nach Angaben verschiedener Autoren

Von besonderer Bedeutung für die anisothermen Wasserbewegungen im Boden sind die Eigenschaften des Wasserdampfes unter Temperatureinfluss. In einem geschlossenen Behälter mit genügend viel Flüssigkeit stellt sich nach einiger Zeit ein Gleichgewicht zwischen flüssiger und gasförmiger Phase ein, pro Zeiteinheit verdampfen und kondensieren gleich viele Teilchen. Die Menge der Flüssigkeit bleibt konstant. Diese Modellvorstellung ist auch auf den Porenraum des Bodens anwendbar. Der Sättigungsdampfdruck, den die verdampften Teilchen gegen die Porenwandung ausüben, hängt nur von der Temperatur und von dem Stoff ab, nicht vom Volumen. Von einer ungesättigten Dampfphase spricht man, wenn noch flüssiges Wasser in den dampfförmigen Aggregatzustand übergehen kann, ohne dass sich ein Gleichgewicht zwischen Verdampfung und Kondensation einstellt. Der Dampfdruck des ungesättigten Dampfes ist immer geringer als der Sättigungsdampfdruck.

Bei den Böden und Wassergehalten, bei denen die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk Anwendung findet, ist praktisch immer von einer vollständigen Sättigung der Dampfphase auszugehen. Dies lässt sich wie folgt begründen:

Aufgrund der zwischen den Wassermolekülen und den Festteilchen wirksamen Bindekräfte ist der Dampfdruck über den Wasserfilmen benetzter Bodenteilchen geringer als über freiem Wasser bei gleicher Temperatur. Diese Dampfdruckerniedrigung ist ein Maß für die im Boden bei einem bestimmten Wassergehalt und einer bestimmten Temperatur wirksamen Saug-

spannungen (auch als „Matrixsaugspannungen“ bezeichnet). Die Saugspannungen umfassen hierbei alle von der Matrix des festen Bodens auf das Wasser ausgeübte Wirkungen und werden üblicherweise durch das sogenannte Matrixpotential beschrieben. Das Matrixpotential ist ein Maß für die Energie, die aufgewendet werden muss, um dem Boden eine bestimmte Menge Bodenlösung zu entziehen. Die Bindekräfte und damit die Saugspannungen werden umso größer, je geringer der Abstand zwischen Wassermolekül und der Oberfläche des Festteilchens ist (siehe Abbildung 5.2), also bei zunehmender Entwässerung des Bodens.

Inwieweit die üblichen experimentellen Verfahren zur Bestimmung der „Matrixsaugspannungen“, auf deren Ergebnisse sich noch im weiteren Verlauf dieser Arbeit berufen wird, Berechtigung finden, ist nicht Gegenstand dieser Ausführungen. Hierzu sei auf andere Autoren, z. B. Kolymbas (1998) verwiesen.

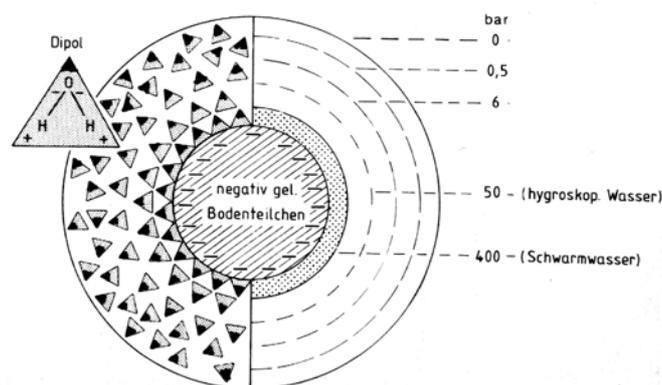


Abb. 5.2 schematisierte Darstellung der Wasserhülle um ein Bodenteilchen einschließlich der Größe der wirksamen Bindekräfte (Abbildung aus Kuntze et al., 1994)

Der zu einer bestimmten Dampfdruckerniedrigung und damit zu einer Saugspannung zugehörige Wassergehalt ist vom Bodentyp abhängig und muss experimentell ermittelt werden. Die Abbildung 5.3 zeigt den Zusammenhang zwischen Wassergehalt, „Matrixsaugspannungen“ und der zugehörigen Dampfdruckerniedrigung für verschiedene Tonböden nach Marshall et al. (1996).

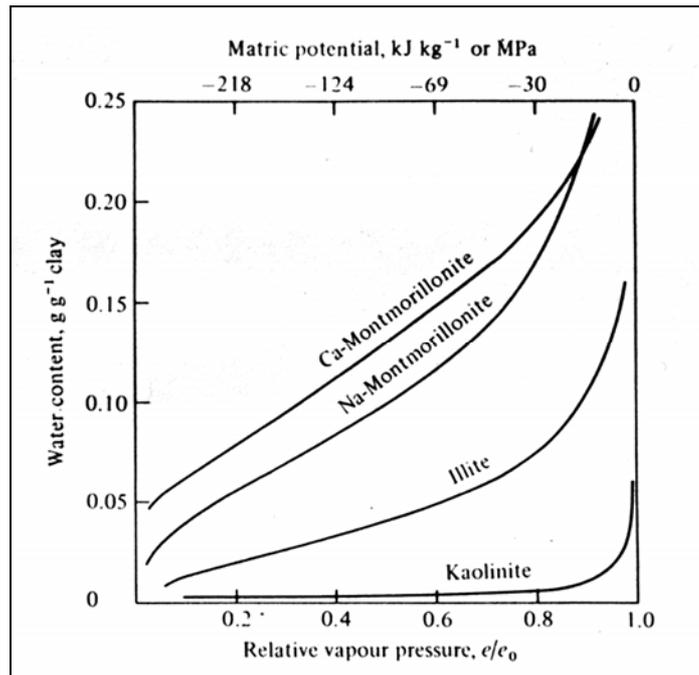


Abb. 5.3 Dampfdruckerniedrigung und Matrixsaugspannungen in Abhängigkeit des Wassergehaltes für verschiedene Tonböden (Abbildung aus Marshall et al., 1996)

Im Bodenwasser gelöste Salze reduzieren ebenfalls den Dampfdruck über den Wasserfilmen der Bodenteilchen. Aufgrund des Gleichgewichts an der Grenzfläche zwischen der gasförmigen Phase (Wasserdampf) und der flüssigen Phase lassen sich die wirksamen Saugspannungen (Matrixpotential) mit Hilfe der Beziehung 5.1 darstellen (z. B. Marshall et al. 1996, Hartge/Horn 1991).

$$(\Psi_m + \Psi_o) = \frac{R \cdot T}{M} \cdot \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \quad (5.1)$$

wobei:  $\Psi_m$  = Matrixpotential des Bodens (Saugspannungen) in [J/kg oder kPa]

$\Psi_o$  = osmotisches Potential in [J/kg] oder [kPa]

$R$  = universelle Gaskonstante =  $8,3143 \left[ \frac{J}{K \cdot mol} \right]$

$T$  = °C + 273,15 in Kelvin

$M$  = Molmasse von Wasser = 0,018015 kg

$\frac{p}{p_0}$  = Verhältnis des Dampfdrucks über dem Wasserfilm des benetzten Teilchens zum Dampfdruck über freiem Wasser → entspricht dem Wert der relativen Luftfeuchtigkeit

Unter Vernachlässigung des osmotischen Potentials vereinfacht sich der Ausdruck zu:

$$\Psi_m = \frac{R \cdot T}{M} \cdot \ln\left(\frac{p}{p_0}\right) \quad (5.2)$$

In dem für die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Bindemitteln relevanten Sättigungsbe-  
reich der feinkörnigen Böden betragen die Saugspannungen, also die Bindekräfte, die ihrer  
Entwässerung entgegenwirken, zwischen 0 und  $\leq -50$  kPa. Letzteres geht aus den von ver-  
schiedenen Autoren (Hartge/Horn 1989, Kuntze et al. 1994) veröffentlichten Saugspannungs-  
Kurven hervor.

Bezug nehmend auf Gleichung (5.2) beträgt die relative Luftfeuchte im Porenraum der be-  
trachteten Böden somit  $\approx 100$  % und die weiteren Betrachtungen können anhand des gesättig-  
ten Dampfes erfolgen. Der Zusammenhang wird noch einmal durch Abbildung 5.4 verdeut-  
licht. In der Bodenphysik ist es aufgrund der weiten Spanne der vorkommenden Werte ge-  
bräuchlich, zur Darstellung des Matrixpotentials den dekadischen Logarithmus des negativen  
Druckes (Saugspannungen), der in den Einheiten [hPa] bzw. [cm WS] dargestellt wird, zu  
verwenden. Dieser Wert wird als pF-Wert bezeichnet. Eine Saugspannung von  $-100$  kPa ent-  
spricht somit  $-1000$  hPa bzw. dem negativen Druck von  $1000$  cm Wassersäule [WS] bzw.  
einem pF-Wert von 3.

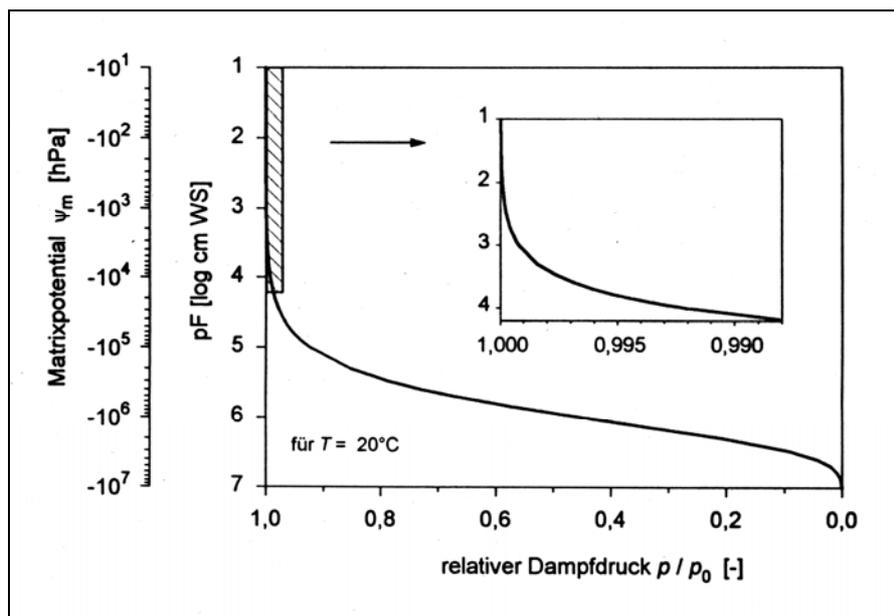


Abb. 5.4 Dampfdruckerniedrigung (relative Luftfeuchtigkeit) in Relation zu den Saugspannungen (Abbildung aus Vielhaber, 1995)

Trägt man den Sättigungsdampfdruck  $p(\vartheta)$  als Funktion der Temperatur auf, erhält man die Dampfdruckkurve, die für jeden Stoff spezifisch ist. Dampfdruckkurven steigen für alle Substanzen monoton mit der Temperatur an und sind in den meisten Fällen näherungsweise exponentiell (Knypers 1996).

Der Partialdruck des Wasserdampfes und die absolute Feuchte (Partialdichte) in gesättigter feuchter Luft und anderen gesättigten Gasen kann den sogenannten „Internationalen Dampf- tafeln“ entnommen werden (Cerbe/Hoffmann 1994).

Für die weiteren Berechnungen, die sich auf die Temperaturfeldänderungen der tiefgründigen Bodenstabilisierung beziehen, ist die Erfassung der Dampfdruckänderung mit Hilfe einer einfachen geschlossenen Formel möglich. Hillel (1980) empfiehlt für begrenzte Temperaturbereiche eine Annäherung an die Dampfdruckkurve mit der folgenden Beziehung:

$$\ln p_0 = \frac{a - b}{T} \quad (5.3)$$

wobei:  $\ln p_0$  = natürlicher Logarithmus des gesättigten Dampfdruckes

$a - b$  = Parameter in Abhängigkeit vom gewählten Temperaturbereich (variabel)

$T$  = absolute Temperatur von  $-273,15$  °C

In dem für die Bodenstabilisierung mit Branntkalk relevanten Temperaturbereich zwischen  $10$  °C und  $50$  °C kann der Dampfdruck des Wassers mit den nachfolgenden Beziehungen (5.4) und (5.5) ermittelt werden. Die maximale Abweichung gegenüber den internationalen Wasserdampf- tafeln beträgt hierbei  $\leq 2,3$  %. Die Dampfdruckkurve und ihre Näherung kann Abbildung 5.5 entnommen werden.

$$p_0(\vartheta) = \exp\left(\frac{1201,36 - 16,90 \cdot (\vartheta - 10)}{-273,15}\right) \quad \text{in [bar] für } 10 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 30 \text{ °C} \quad (5.4)$$

$$p_0(\vartheta) = \exp\left(\frac{863,32 - 14,59 \cdot (\vartheta - 30)}{-273,15}\right) \quad \text{in [bar] für } 30 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 50 \text{ °C} \quad (5.5)$$

Analog zur Dampfdruckkurve wurde auch die Dichte des gesättigten Dampfes durch eine Exponentialfunktion angenähert (siehe Abbildung 5.6). Die maximale Abweichung von den

internationalen Dampftafeln beträgt hierbei  $\leq 2,3 \%$ . Die für den relevanten Temperaturbereich maßgebenden Beziehungen (5.6) und (5.7) sind nachstehend aufgeführt.

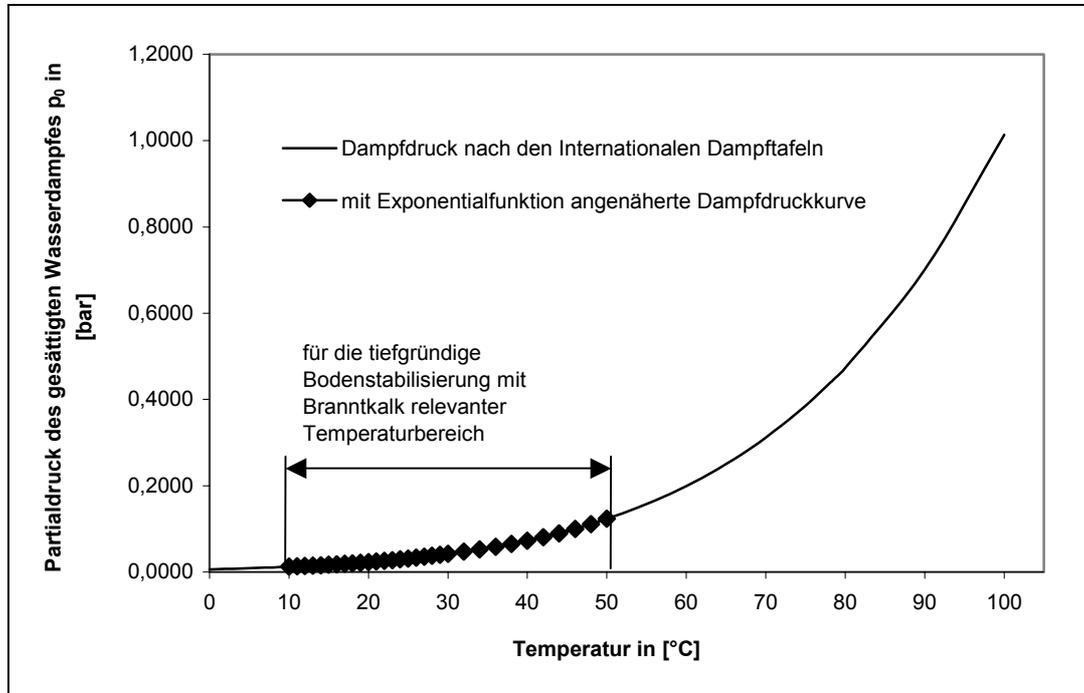


Abb. 5.5 durch Exponentialfunktion angenäherte Dampfdruckkurve

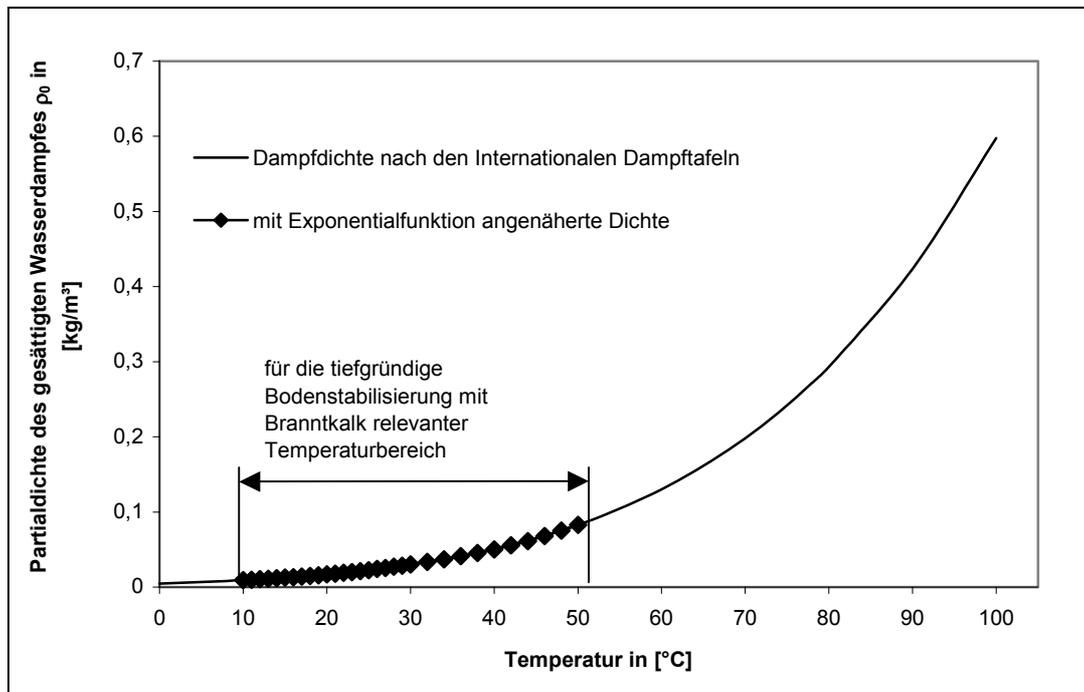


Abb. 5.6 durch Exponentialfunktion angenäherte Kurve der Dampfdichte

$$\rho_0(\vartheta) = \exp\left(\frac{1274,47 - 16,02 \cdot (\vartheta - 10)}{-273,15}\right) \text{ in [kg/m}^3\text{] für } 10 \text{ }^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 30 \text{ }^\circ\text{C} \quad (5.6)$$

$$\rho_0(\vartheta) = \exp\left(\frac{954,47 - 13,73 \cdot (\vartheta - 30)}{-273,15}\right) \text{ in [kg/m}^3\text{] für } 30 \text{ }^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 50 \text{ }^\circ\text{C} \quad (5.7)$$

### 5.1.2 Energetische Situation des Wassers im Boden

Die energetische Situation des im Boden enthaltenen Wassers, sowohl die flüssige als auch die dampfförmige Phase betreffend, lässt sich mit Hilfe der Potentialtheorie darstellen.

Zur besseren Beschreibung der auf die Wassermoleküle wirkenden Kräfte werden in der Regel Teilpotentiale betrachtet, deren Summe das Gesamtpotential des in der betreffenden Bodenpartie enthaltenen Wassers darstellt. Bestehen in einem Potentialfeld Potentialunterschiede, führen diese zu Bewegungen mit dem Ziel, einen Ausgleich herbeizuführen. Der Ausgleich ist dann erreicht, wenn überall das gleiche Potential vorherrscht. Eine lokale Änderung der Teilpotentiale des Bodenwassers führt zu einer Änderung des Gesamtpotentials (es sei denn, die Änderungen der Teilpotentiale erfolgten neutral für das Gesamtpotential) und damit zu Bewegungen die der Potentialdifferenz entgegenwirken. Diese Wasserbewegungen können bei konstantem Potentialgradienten erfolgen oder eine Veränderung des Gradienten zur Folge haben. Diese Veränderung führt zu einer Verringerung des Gradienten und zur Herbeiführung eines Gleichgewichts. Bei einer Unveränderlichkeit des Potentialgradienten handelt es sich um einen stationären Wassertransportvorgang, bei einer Veränderlichkeit um einen nichtstationären Vorgang. Nichtstationäre Vorgänge, wie sie im Fall der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk temporär auftreten, lassen sich numerisch besser erfassen, wenn sie in sehr kleine Zeitintervalle zerlegt und dann als quasistationär angesehen werden.

Um die Auswirkungen der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk auf die energetische Situation des Bodenwassers zu erfassen, wird nachfolgend die aus der Bodenphysik / Bodenkunde gebräuchliche Definition des Gesamtpotentials durch Teilpotentiale verwendet. Im Kapitel 8 dieser Arbeit werden die einzelnen Teilpotentiale und deren Beeinflussung durch die tiefgründige Bodenstabilisierung ausführlich dargestellt.

$$\psi = \psi_m + \psi_z + \psi_o + \psi_\Omega + \psi_p \quad (5.8)$$

wobei:  $\psi$  = Gesamtpotential des Bodenwassers

$\psi_m$  = Matrixpotential des Bodens

$\psi_z$  = Gravitationspotential

$\psi_o$  = osmotisches Potential

$\psi_\Omega$  = Auflastpotential

$\psi_p$  = Druckpotential

## 5.2 Wassertransportvorgänge im Boden

### 5.2.1 Grundlagen

Die notwendigen Transportgleichungen zur Beschreibung der aus den Potentialdifferenzen resultierenden Wasser- und Wasserdampfströme im Boden werden soweit dargestellt, wie es die bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk relevanten Vorgänge erfordern. Auf eine ausführliche Beschreibung oder Herleitung der Transportmechanismen wird verzichtet. Diesbezüglich sei auf Darstellungen in Hillel (1980), Hartge/Horn (1991), Nielsen (1972) sowie Marshall et al. (1996) verwiesen.

In natürlich gelagerten, gut durchlässigen, teilgesättigten Böden erfolgt die Wasserbewegung überwiegend aufgrund hydraulischer Gradienten in der flüssigen Phase. Der Temperatureinfluss auf die Wasserbewegung kann bei Böden hoher Durchlässigkeit meist vernachlässigt werden, abgesehen vom stärker beeinflussten Oberboden (Vielhaber 1995).

In teilgesättigten Böden geringer Wasserleitfähigkeit findet der Wassertransport hingegen sowohl in der dampfförmigen als auch in der flüssigen Phase statt. Das Ausmaß der temperaturabhängigen Wasserbewegungen wird von den Temperaturgradienten, der Bodentemperatur und bodenspezifischen Einflussfaktoren (z. B. der Tortuosität) bestimmt. Der Anteil des Transportes in der dampfförmigen Phase ist von dem Sättigungsgrad des Bodens abhängig (Abb. 5.7). Eine ausführlichere Darstellung hierzu findet sich in Vielhaber (1995).

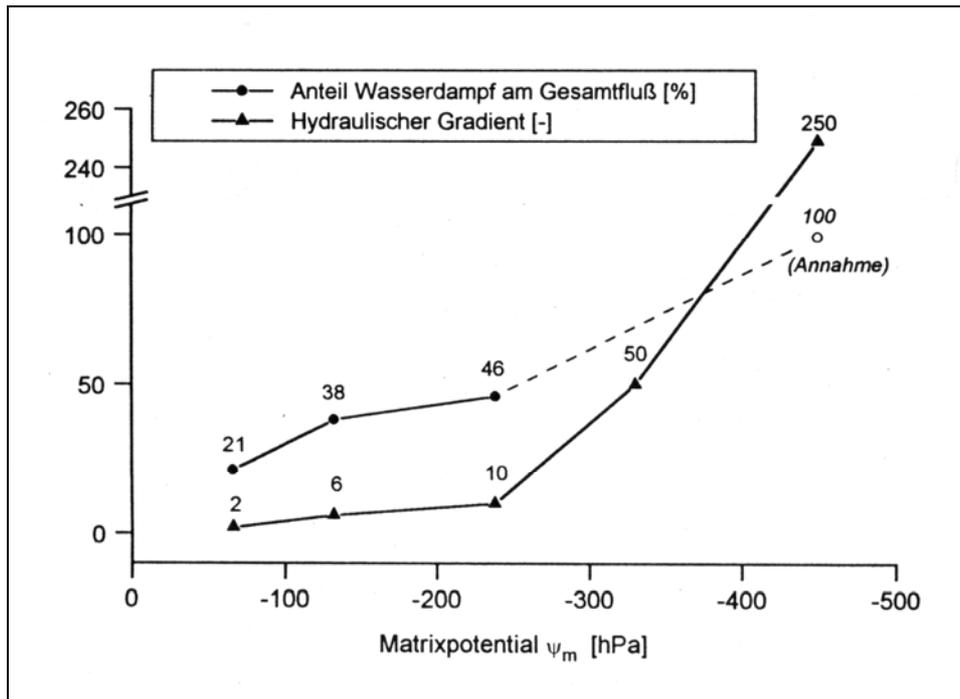


Abb. 5.7 Anteil des Wasserdampfes am Gesamttransport als Funktion des Matrixpotentials. Ebenfalls dargestellt: der hydraulische Gradient, der notwendig ist, um einen einem Temperaturgradienten von 50 K/m äquivalenten flüssigen Transport hervorzurufen (Bodenart Lehm mit  $\rho_d = 1,2 \text{ g/cm}^3$ ,  $n = 0,50$ , Abbildung und Angaben aus Vielhaber 1995)

### 5.2.2 Wassertransport in der Dampfphase

In den vorangegangenen Ausführungen wurde der Einfluss der Temperaturfeldänderungen auf das Gasdruckpotential im Boden aufgezeigt. Ursache ist die Temperaturabhängigkeit des Dampfdruckes und der Dampfdichte, des in den Bodenporen enthaltenen, in der Regel gesättigten Wasserdampfes (siehe Punkt 5.1.1).

Gasdruckpotentialänderungen können auch ohne Temperaturbeeinflussung, z. B. durch Austrocknung des Bodens, hervorgerufen werden. Die starke Austrocknung eines Bodens und die damit verbundene Abnahme der die Bodenteilchen umhüllenden Wasserfilme und die Zunahme der Krümmungsradien der Wassermenisken zwischen den Bodenpartikeln führt zu einer Abnahme des Dampfdruckes in den Bodenporen, wie unter Punkt 5.1.1 dargestellt.

Die so im Boden hervorgerufenen Dampfdruckgefälle führen zu einer Ausgleichsbewegung des Wasserdampfes zum Ort des niedrigsten Dampfdruckes.

### 5.2.2.1 Isothermer Wasserdampftransport

Die durch Austrocknung bedingte Dampfdruckerniedrigung ist in der Regel vernachlässigbar klein. Eine Zunahme der Saugspannungen (Matrixpotentialabnahme) von 0 auf  $-10.000$  kPa führt beispielsweise bei einer Ausgangstemperatur von  $20$  °C zu einer Verringerung des Dampfdruckes um ca.  $0,17$  kPa (Abbildung 5.4 und 5.5). Eine Erhöhung der Temperatur von  $20$  °C auf  $21$  °C bewirkt hingegen bereits eine Erhöhung des Dampfdrucks um  $0,15$  kPa, eine Temperaturerhöhung auf  $22$  °C eine Erhöhung des Dampfdrucks um  $0,30$  kPa (Abb. 5.5).

Isotherme Wasserdampftransporte haben daher in den stark gesättigten Böden, in denen die tiefgründige Bodenstabilisierung Anwendung findet, keine Bedeutung.

### 5.2.2.2 Anisothermer Wasserdampftransport

Die Ursachen des anisothermen Wasserdampftransportes wurden unter 5.1.1 dargelegt. Anisotherme Dampfdruckgradienten leisten einen weitaus größeren Beitrag zur Wasserdampfbewegung als isotherme Gradienten. Das Gleichgewicht zwischen der flüssigen und der gasförmigen Wasserphase ist stark temperaturabhängig. Temperaturschwankungen werden von Phasenübergängen begleitet, was mit einer entsprechenden Veränderung des Dampfdruckes einhergeht (Abbildung 5.5).

Die sich im Boden einstellenden Dampfdruckgradienten führen zu einem Abströmen des Wasserdampfes von wärmeren Regionen (höherer Dampfdruck, höhere Dampfdichte) zu Regionen niedrigerer Temperatur (niedrigerer Dampfdruck, niedrigere Dampfdichte).

An den Wasserdampftransport gekoppelt ist ein Wärmetransport, der der Verdampfungswärme des Wassers (auch als latente Wärme bezeichnet) entspricht (Abb. 5.1). Die Verdampfungswärme wird am Ort der Kondensation freigesetzt.

Zur Beschreibung des Wasserdampftransportes im Boden können Modifikationen des Fick'schen Gesetzes herangezogen werden, wonach der Dampffluss  $J_v$  direkt proportional zu einem Diffusionskoeffizienten und einem Dampfdichtegradienten ist (Gl. 5.9).

$$J_v = -D_v \cdot \nabla p \quad (5.9)$$

wobei:  $J_v$  = Dampffluss je Zeit- und Flächeneinheit in [g/(s \* cm<sup>2</sup>)]

$D_v$  = Diffusionskoeffizient für Wasserdampf in der Luft in [cm<sup>2</sup>/s]

$\nabla p$  = Dampfdichtegradient in [g/cm<sup>4</sup>]

In der modifizierten Form des Fick' schen Gesetzes wird der Diffusionskoeffizient für Wasserdampf in der Luft durch den Diffusionskoeffizienten für Wasserdampf im Boden  $D_s$  ersetzt (Gl. 5.11), der auf einer Erweiterung von  $D_v$  beruht. Der Wert des Diffusionskoeffizienten  $D_v$  ist temperatur- und druckabhängig und kann mit Gleichung (5.10) berechnet werden (Cass 1984).

$$D_v = D_0 \cdot \left( \frac{T}{T_0} \right)^{1,75} \quad (5.10)$$

Die Angaben für  $D_0$  bei  $T_0 = 20$  °C variieren entsprechend den Literaturangaben von  $D_0 = 0,242$  bis  $D_0 = 0,274$  cm<sup>2</sup>/s. Die nachfolgenden Berechnungen beziehen sich auf einen Ausgangswert von  $D_0 = 0,257$  cm<sup>2</sup>/s nach den Angaben von Cass (1984).

$$D_s = D_v \cdot \alpha \cdot n_a \quad (5.11)$$

wobei:  $D_s$  = Diffusionskoeffizient für Wasserdampf im Boden in [cm<sup>2</sup>/s]

$\alpha$  = Faktor zur Berücksichtigung der Tortuosität

(Ansatz mit 0,66 nach Marshall et al. 1996)

$n_a$  = luftgefüllter Porenanteil

Der Dampffluss ergibt sich dann entsprechend Gleichung (5.12) aus:

$$J_v = -D_s \cdot \nabla p \quad (5.12)$$

Untersuchungen haben gezeigt, dass die tatsächlich transportierte Wasserdampfmenge deutlich über der nach Gleichung (5.12) berechneten Kapazität liegt (Philip & de Vries, 1957, Jury & Lettey, 1979 und Cass et al., 1984). Erklärungsmodelle hierfür sind:

- Die im Boden auftretenden mikroskopischen Temperaturgradienten und somit die Dampfdruckgradienten sind größer als der makroskopische Temperaturgradient über den gesamten Bodenbereich.
- Die Dampfdiffusion findet nicht ausschließlich im luftgefüllten Porenraum sondern auch im wassergefüllten Porenraum statt. Modell hierfür sind die sogenannten „liquid islands“ nach Philip und de Vries (1957). Bei dieser Modellvorstellung wird davon ausgegangen, dass sich Wasserdampf durch abwechselnde Verdampfung und Kondensation an den sich zwischen den Bodenteilchen befindlichen Wassermenisken in Richtung der abnehmenden Temperatur auch im wassergefüllten Porenraum bewegt (Abb. 5.8).

Eine ausführlichere Darstellung der aufgeführten Modelle zum Dampftransport kann Vielhaber (1995) entnommen werden.

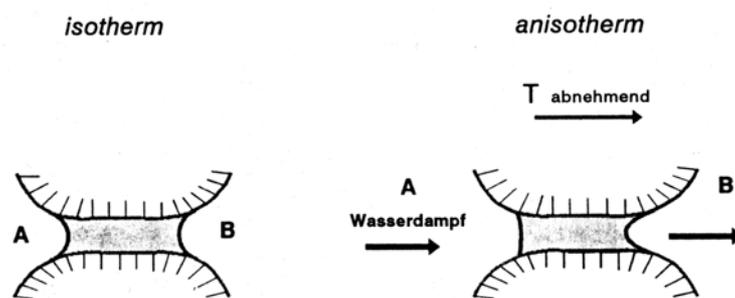


Abb. 5.8 „liquid islands“ als Erklärungsmodell (nach Philip & de Vries 1957) für den erhöhten Wasserdampftransport im Boden (Abbildung aus Vielhaber 1995)

Zwei Ansätze, die den erhöhten Wasserdampftransport berücksichtigen, werden nachfolgend aufgeführt. Von Philip und de Vries (1957) stammt der folgende Ansatz (Gleichung 5.13):

$$J_v = -D_s \cdot \eta \cdot \nu \cdot \nabla p \quad (5.13)$$

wobei:  $J_v$  = Dampffluss je Zeit- und Flächeneinheit in  $[g/(s \cdot cm^2)]$

$D_s$  = Diffusionskoeffizient für Wasserdampf im Boden in  $[cm^2/s]$  nach Gl. 5.11

$\nabla p$  = Dampfdruckgradient in  $[g/cm^4]$

$\nu$  = Faktor [-] zur Berücksichtigung der mikroskopischen Diskontinuität der Temperaturgradienten

$\eta$  = „mechanistic enhancement factor“ (möglicher Berechnungsansatz nach Gl. 5.14)

$$\eta = \zeta \cdot \frac{n_a + \theta}{\alpha \cdot n_a} \quad (5.14)$$

wobei:  $\eta$  = „mechanistic enhancement factor“ [-] zur Berücksichtigung bodenspezifischer Parameter

$\alpha$  = Faktor zur Berücksichtigung der Tortuosität  
(Ansatz mit 0,66 nach Marshall et al. 1996)

$n_a$  = luftgefüllter Porenanteil

$\theta$  = Wassergehalt (volumetrisch) =  $n_w$  (wassergefüllter Porenanteil)

$\zeta$  = Tabellenwert zur Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit der Bodenbestandteile nach Philip und de Vries (1957)

Ein weiterer Ansatz zur Beschreibung des anisothermen Wasserdampftransportes im Boden stammt von Cary und Taylor (1962), dargestellt in Gleichung (5.15). Mit diesem Ansatz, der auf der idealen Gasgleichung und der Gleichung von Clausius-Clapeyron beruht, konnten in Versuchsreihen sehr praxisnahe Ergebnisse erzielt werden (Nielsen et al. 1972).

$$J_v = -\beta \cdot \left[ \frac{D_v \cdot p \cdot H}{R^2 \cdot T^3} \right] \cdot \nabla T \quad (5.15)$$

wobei:  $D_v$  = Diffusionskoeffizient für Wasserdampf in der Luft in [cm<sup>2</sup>/s]

$H$  = spezifische Verdampfungswärme („latente Wärme“) =  $c_{siede}$  aus Abb. 5.1 in [J/g]

$p$  = Dampfdruck in [Pa]

$R$  = universelle Gaskonstante = 8,3143  $\left[ \frac{J}{K \cdot mol} \right]$

$T$  = °C + 273,15 in Kelvin

$\nabla T$  = thermischer Gradient in [K/m]

$\beta$  = „phenomenological enhancement factor“ [-] zur Berücksichtigung bodenspezifischer Parameter wie der Tortuosität  $\tau$ , dem Luftporenanteil  $n_a$  und der mikroskopischen Diskontinuität der Temperaturgradienten (siehe Gleichung 5.16)

Der *phenomenological enhancement factor* ist ein empirischer Koeffizient, der wie folgt abgeschätzt werden kann (Vielhaber 1995):

$$\beta = \alpha \cdot n_a \cdot \eta \cdot \quad (5.16)$$

Werte für  $\beta$ , zusammengestellt aus verschiedenen Quellen, sind in Abbildung (5.9) als Funktion des Matrixpotentials dargestellt. Die Wertepaare wurden an verschiedenen Proben von Lehmböden ermittelt (Schluff-Sand-Ton-Gemische).

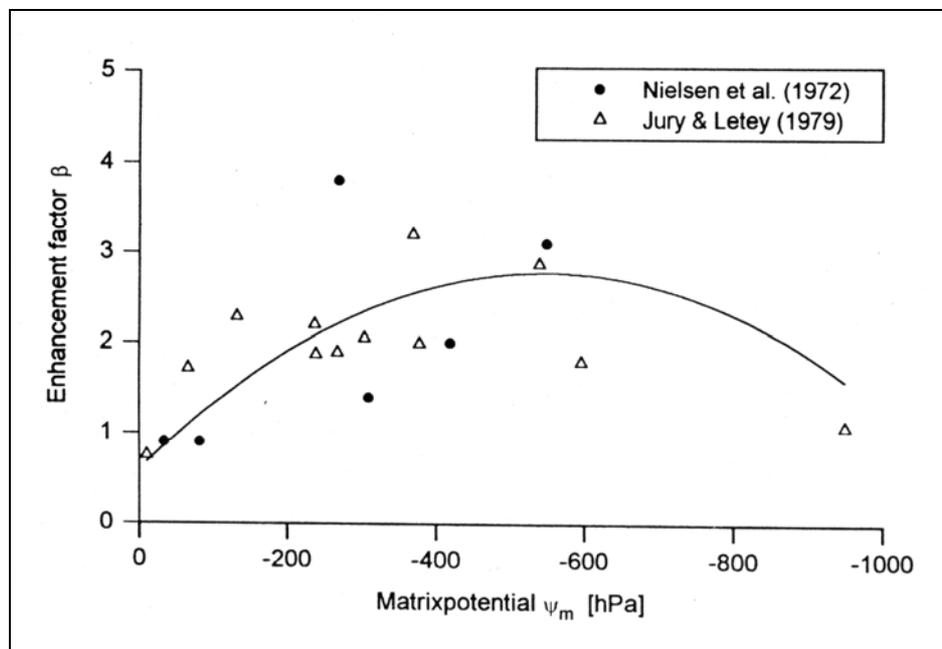


Abb. 5.9 *phenomenological enhancement factor*  $\beta$  als Funktion des Matrixpotentials (Abbildung aus Vielhaber 1995)

Bei vollständiger Sättigung des Bodens beträgt der Wert von  $\beta$  Null und steigt mit abnehmendem Wassergehalt und dabei abnehmendem Matrixpotential an. Mit zunehmender Austrocknung des Bodens nähert sich  $\beta$  nach Überschreiten des Maximums wieder dem Wert „1“. Der Wert „1“ entspricht hierbei dem Dampftransport durch einen ungestörten gesättigten Luftspalt zwischen zwei feuchten Oberflächen (Nielsen 1972, Cass 1984).

Die Leistung der wassergefüllten Poren am Gesamttransport des Wasserdampfes ist so hoch, dass selbst bei Sättigungsgraden  $> 80\%$  der Betrag von  $\beta \geq 1$  wird (Cass 1984, Vielhaber 1995).

Eine Vereinfachung der Gleichung (5.15) wird von Nielsen et al. (1972) angeführt. Sie beruht auf dem annähernd quadratischen Verlauf des in eckigen Klammern dargestellten Terms aus Gleichung (5.15) innerhalb des Temperaturspektrums von 0 °C bis 45 °C und ist nachstehend aufgeführt. Sie dient zusammen mit Gleichung (5.13) als Grundlage späterer Berechnungen.

$$q_v = -\beta \cdot (1,56 \cdot 10^{-5} \cdot T^2 + 2,72 \cdot 10^{-3}) \cdot \nabla T \quad (5.17)$$

wobei:  $q_v$  = Dampffluss als Volumen je Flächeneinheit in [mm/h]

$T$  = Temperatur in [°C]

$\nabla T$  = thermischer Gradient in [K/cm]

$\beta$  = „phenomenological enhancement factor“ [-]

Anzumerken ist, dass die in der Literatur aufgeführten Angaben zum *mechanistic enhancement factor*  $\eta$  zum Teil erheblich voneinander abweichen. So weichen die Werte nicht selten um den Faktor 4 bis 6 voneinander ab, was entsprechende Differenzen bei den berechneten Dampfflüssen nach sich zieht (Cass 1984 sowie Philip und de Vries 1957).

### 5.2.3 Wassertransport in der flüssigen Phase

#### 5.2.3.1 Wasserfluss im ungesättigten Boden

Der Wasserflusses im ungesättigten Boden wird mit der Fließgleichung nach Darcy unter Berücksichtigung einer vom Wassergehalt des Bodens und damit den Saugspannungen (Matrixpotential  $\psi_m$ ) abhängigen Wasserleitfähigkeit  $k(\theta)$  bzw.  $k(\psi)$  beschrieben.

Die sich daraus ergebende allgemeine Formulierung nach Richards (Hillel 1980) lautet:

$$q = -k(\psi) \cdot \nabla H \quad (5.18)$$

wobei:  $q$  = Wasserfluss je Zeiteinheit in [m/s] als Vektor

$k(\psi)$  = die vom Matrixpotential  $\psi_m$  und damit von den wirksamen Saugspannungen abhängige hydraulische Leitfähigkeit als skalare Größe

$\nabla H$  = Potentialgradient im 3-dimensionalen Raum als Vektor

Aufgrund des funktionalen Zusammenhanges zwischen den Saugspannungen  $\psi_m$  und dem Wassergehalt  $\theta$  (hier volumetrisch) lässt sich die Gleichung (5.19) auch wie folgt formulieren:

$$q = -k(\theta) \cdot \nabla H \quad (5.19)$$

Das Minuszeichen auf der rechten Seite der Gleichung gibt an, dass die Fließbewegung vom höheren zum niedrigeren Potential erfolgt, also gegenläufig der Gradientensteigung. Es wird nachfolgend weggelassen.

Im Falle eines eindimensionalen Strömungsverhaltens lässt sich der ungesättigte Fluss bei einer homogenen und isotropen Durchlässigkeit gemäß Gleichung (5.20) darstellen:

$$q = k(\theta) \cdot \frac{\Delta \psi_H}{\Delta l} \quad \text{mit: } \Delta \psi_H = \text{Potentialdifferenz, } \Delta l = \text{Fließweg} \quad (5.20)$$

Eine Möglichkeit der Berechnung der ungesättigten Wasserleitfähigkeit stellt die nachfolgend aufgeführte Gleichung (5.21) nach van Genuchten und Woesten (1988) dar. Ergänzend zu den bodenspezifischen Parametern  $\alpha$  und  $n$  aus den Berechnungen der Saugspannungskurven (siehe Punkt 8.2.2) enthält die Gleichung einen experimentell zu bestimmenden Faktor  $l$ . Letzterer beeinflusst den Wert der ungesättigten Leitfähigkeit und ist von der Porengrößenverteilung abhängig.

$$k_\psi = k_r \cdot \frac{\left\{ \left[ 1 + (\alpha \cdot \psi)^n \right]^m - (\alpha \cdot \psi)^{n-1} \right\}^2}{\left[ 1 + (\alpha \cdot \psi)^n \right]^{m(l+2)}} \quad (5.21)$$

wobei:  $k_\psi$  = die zur Saugspannung  $\psi$  gehörende Wasserleitfähigkeit

$k_r$  = Wasserleitfähigkeit des gesättigten Bodens

$\alpha$  = bodenspezifische Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs

$n$  = bodenspezifische Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs

$m$  = von  $n$  abhängige Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs:  $m = 1 - 1/n$

$l$  = bodenspezifische, von der Porengrößenverteilung abhängige Konstante zur Bestimmung der ungesättigten Wasserleitfähigkeit

Die Abbildungen 5.10 und 5.11 stellen repräsentativ die nach Gleichung 5.21 berechnete teilgesättigte Wasserleitfähigkeit für Böden dar, bei denen die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen Anwendung findet (schwach toniger Schluff, Ton).

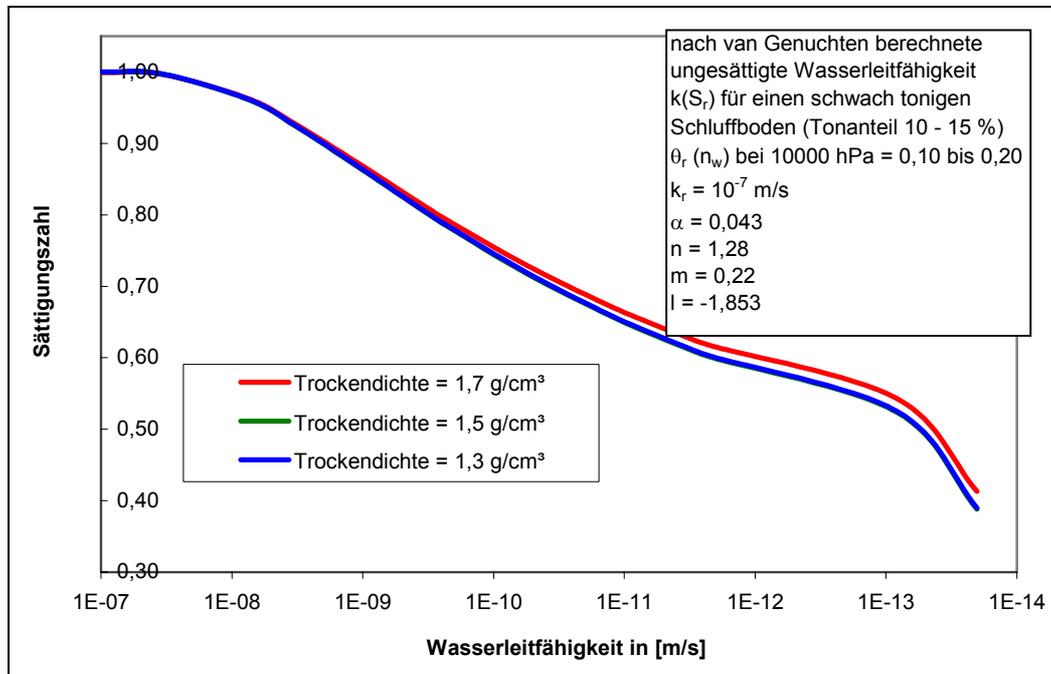


Abb. 5.10 Wasserleitfähigkeit in Abhängigkeit der Sättigung für schwach tonige Schluffböden (Berechnung nach van Genuchten und Woesten 1988)

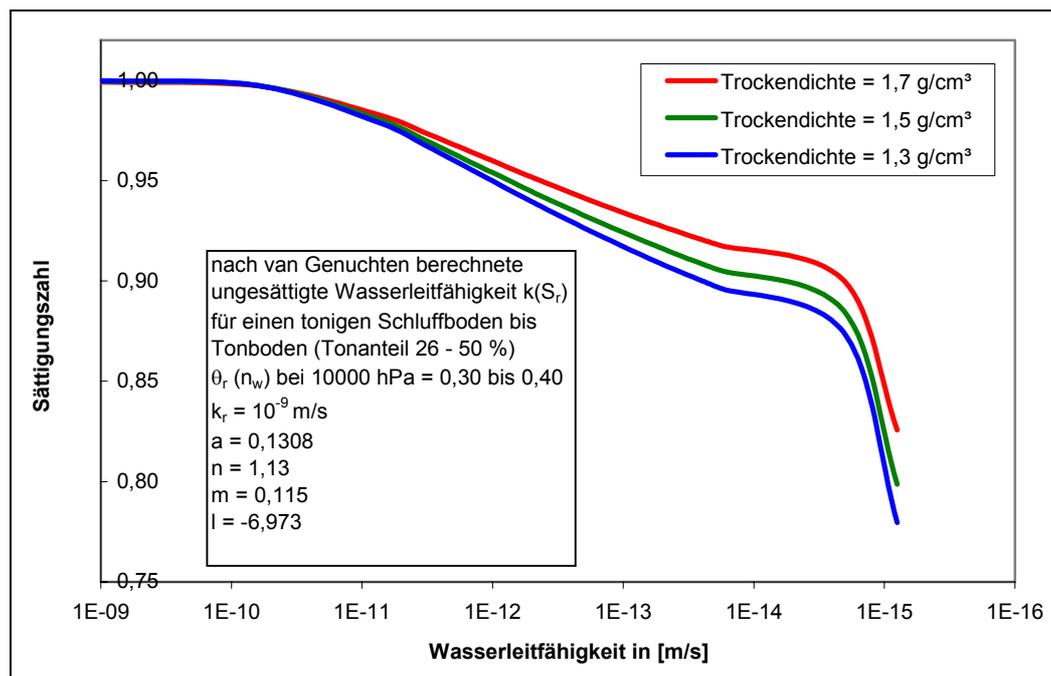


Abb. 5.11 Wasserleitfähigkeit in Abhängigkeit der Sättigung für tonige Schluffböden und Tonböden (Berechnung nach van Genuchten und Woesten (1988))

## 6 Simultaner Wärme- und Feuchtetransport

### 6.1 Berechnung von thermisch-hydraulisch gekoppelten Systemen

Der gekoppelte Wärme- und Feuchtetransport in teilgesättigten Böden ist ein sehr komplexer Vorgang, geprägt von einer großen Anzahl nichtlinearer Abhängigkeiten. Dies ist dadurch bedingt, dass sowohl die als Antriebskraft des Transportes fungierenden Potentialgradienten als auch die für den Wärme- und Wassertransport relevanten bodenphysikalischen Eigenschaften Funktionen des sich infolge des Transportes ändernden Bodenwassergehaltes und der sich ändernden Bodentemperatur sind. So wird beispielsweise das Matrixpotential des Bodens durch den Wassergehalt des Bodens und durch die temperaturabhängige Oberflächenspannung des Wassers beeinflusst. Einige derzeit existierende Modelle zur Lösung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportes in teilgesättigten Böden werden nachstehend unter Berücksichtigung ihres Anwendungsbereiches angeführt.

Untersuchungen zum Austrocknungsverhalten von mineralischen Deponieabdichtungen führten in den neunziger Jahren zur Entwicklung des numerischen Berechnungsprogramms SUMMIT. Es erlaubt die Formulierung und Berechnung des eindimensionalen gekoppelten Transportes von flüssigem Wasser, Wasserdampf und Wärme in inkompressiblen isotropen ungesättigten Böden (Döll 1996). Das Programm basiert auf einer Modifikation des mathematischen Modells von Philip und de Vries (1957) für den Feuchte- und Wärmetransport aufgrund von Temperatur- und Wassergehaltsgradienten, die das Matrixpotentialkonzept einschließt. Die Verknüpfung zwischen dem volumetrischen Wassergehalt des Bodens und dem Matrixpotential erfolgt über die bodenparameterabhängige Formulierung nach van Genuchten und Woesten (1988). Die Abhängigkeit des Matrixpotentials von der Temperatur des Bodens wird durch die veränderliche Oberflächenspannung des Wassers erzeugt. Die zur Formulierung des Wasser- und Wärmetransportes erforderlichen Bodenkenngrößen sind Funktionen des volumetrischen Wassergehaltes bzw. des Matrixpotentials.

Die Anwendung diente bisher der Simulation eindimensionaler Transportvorgänge in mineralischen Abdichtungen. Lösevorgänge und osmotische Effekte finden dabei keine Berücksichtigung.

Umfangreiche Untersuchungen und Modellierungen zum gekoppelten Wärme- und Stofftransport, die auf dem Potentialkonzept basieren, stammen von Thomas et al. (1994). So untersuchten Thomas und Li (1997) den transienten Wärme- und Feuchtetransport infolge einer Wärmequelle im Zentrum von zylindrischen Proben aus verdichteten Mittelsanden und formulierten den Fluss mit Hilfe eines radialsymmetrischen Finite-Differenzen Netzes. Zur Lösung des numerischen Problems wurden Parallel-Rechenverfahren eingesetzt. Jüngere Untersuchungen und Modellierungen von Thomas et al. konzentrieren sich auf die Abbildung von 2-dimensionalen (Thomas und Li, 1996) und 3-dimensionalen Modellen zur Beschreibung des gekoppelten Wärme- und Feuchtetransportes (Thomas, Rees und Sloper, 1998, Rees, Thomas und Zou, 2000).

Einen weiteren Ansatz zur Erfassung gekoppelter Wärme- und Stofftransporte in der ungesättigten Bodenzone liefern die nicht-isothermen Mehrphasen-Mehrkomponenten-Modelle auf der Grundlage thermodynamischer und mechanischer Gesetzmäßigkeiten, wie der Energie- und Massenerhaltung in geschlossenen Systemen. Sie befinden sich derzeit in der weiteren Entwicklung und wurden bereits zur Simulation von Austrocknungsvorgängen von mineralischen Deponieabdichtungen (Bielinski et al. 2001) und zur Simulation der Ausbreitung von Schadstoff- und Gasphasen in Bergbaugebieten (Hinkelmann und Helmig 2004) angewandt. Mit ihnen können Strömungsprozesse sowie Massentransferprozesse zwischen den einzelnen Phasen wie Verdampfung, Kondensation, Lösevorgänge und Ausgasungen abgebildet werden. Die anisothermen Mehrphasen-Mehrkomponenten-Transportmodelle werden mathematisch durch ein System gekoppelter Differentialgleichungen beschrieben. Es besteht aus einer Massenbilanz-Gleichung für jede Komponente und einer Energiebilanz-Gleichung für das gesamte System (Class, Helmig und Bastian 2002). Die von der Sättigung abhängigen Bodeneigenschaften Kapillardruck (Saugspannungen) und Durchlässigkeit werden mit Hilfe der gängigen Ansätze, wie beispielsweise nach van Genuchten (1980), parametrisiert. Das in Zusammenarbeit mehrerer Universitäten weiterentwickelte numerische Modellierungssystem MUFTE-UG (Multiphase Flow Transport and Energy Model für Unstructured Grid) ermöglicht die Lösung komplexer nicht-isothermer Mehrphasen-Mehrkomponenten-Modelle. Für mittel- bis großskalige Systeme ist der Einsatz von leistungsfähigen Parallelrechnern erforderlich (Helmig, Braun und Emmert 1996).

Mit dem numerischen Simulator MUFTE-UG wurden bisher 2-dimensionale Mehrphasen-Mehrkomponenten-Modelle berechnet.

Ein zum vorangegangenen Modell analoger Ansatz zur Beschreibung des gekoppelten Wärme- und Stofftransportes in teilgesättigten Böden wird von Collin et al. (2002) zur Untersuchung der Wirksamkeit von künstlich hergestellten Tonbarrieren bei nuklearen Endlagerstätten vorgestellt. Neben dem gekoppelten Wärme- und Stofftransport wird das mechanische Verhalten der Tonbarriere (Zunahme der Saugspannungen) infolge der Austrocknung simuliert. Die Lösung der Aufgabenstellung ermöglicht das an der Universität Liege (Belgien) entwickelte Finite-Elemente-Programm LAGAMINE.

Die Anwendung des numerischen Modells beschränkte sich bisher auf die Simulation von 2-dimensionalen gekoppelten thermisch-hydraulischen Transportvorgängen in teilgesättigten Böden, die durch Laborversuche verifiziert wurden.

## 6.2 Berechnung des zeitabhängigen Wärme- und Feuchtetransportes bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen als Näherung im entkoppelten Verfahren

Die numerische Berechnung der mit der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen verbundenen Temperaturfeldänderungen erfordert bei der Berücksichtigung der gesamten Säule, einschließlich ihrer Endflächen, ein räumliches Berechnungsmodell, das die Integration einer zeitlich veränderlichen Wärmequelle erlaubt. Die bisherigen Modellierungen des gekoppelten Wärme- und Stofftransportes beschränken sich bis auf wenige Ausnahmen auf zweidimensionale Anwendungen, die bereits einen großen numerischen Aufwand erfordern und nur mit Hilfe von leistungsfähigen Parallelrechnern zu bewältigen sind (Class H., Helmig R. und Bastian P. 2002).

Da die unter Punkt 6.1 beschriebene gekoppelte Lösung von Wärme- und Stofftransporten im vorliegenden Fall der tiefgründigen Bodenstabilisierung einen enormen numerischen Aufwand bedeutet, der in keinem Verhältnis zu den erforderlichen Vereinfachungen bei der Modellierung des Verfahrens steht, werden die Temperaturfeldänderungen entkoppelt von den Stofftransporten ermittelt. Mit diesem vereinfachten Modell soll geprüft werden, ob die Voraussetzungen für relevante temperaturinduzierte Wassertransporte bei diesem Bauverfahren gegeben sind. Dies ist insofern gerechtfertigt, da die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen ausschließlich bei stark gesättigten bindigen Böden Anwendung

findet und bei diesen der Wärmetransport durch Wärmeleitung deutlich dominiert (siehe Abschnitt 4.1). Bei anderen Anwendungsgebieten, wie künstlich hergestellten mineralischen Abdichtungen, ist der Boden deutlich geringer gesättigt und der Anteil luftgefüllter Poren entsprechend höher. Im Gegensatz zu langanhaltenden Auskühlungsprozessen, bei denen über lange Zeiträume große thermische Gradienten auftreten und gekoppelte Wärme- und Stofftransporte einen großen Einfluss haben, wie es beispielsweise bei nuklearen Endlagerstätten mit künstlich hergestellten Tonbarrieren der Fall ist, sind bei dem hier untersuchten Verfahren nur kurzzeitig größere thermische Gradienten zu erwarten. Hinzu kommt, dass eine Beeinflussung der thermischen Kennwerte der Böden erst bei deutlichen Sättigungsänderungen zu erwarten ist (siehe Abschnitt 4.2).

Ein weiterer Grund, der im vorliegenden Fall für eine entkoppelte Näherungslösung des Wärme- und Wassertransportes spricht, ergibt sich aus der Zielstellung, die Relevanz der Wassertransporte für bautechnische Zwecke einzuschätzen. Bleiben die bei entkoppelter Betrachtung ermittelten Wassertransporte ohne Einfluss für die Festigkeitsentwicklung, lohnt sich die Anwendung aufwendigerer Verfahren nicht. Begründet ist dies damit, dass der an den Stofftransport gekoppelte Wärmefluss zu einer weiteren Abnahme der thermischen Gradienten und somit zu einer Reduzierung des gekoppelten Wärme- und Wassertransportes führt. Damit läge das Ergebnis der entkoppelten Berechnung des Wärme- und Wassertransportes im Falle von für die Festigkeitsentwicklung unbedeutenden Sättigungsänderungen auf der sicheren Seite.

Erst bei deutlichen Sättigungsänderungen muss die Abnahme der unabhängig vom Stofftransport ermittelten thermischen Gradienten durch den gekoppelten Wärme- und Wassertransport berücksichtigt werden. Dies gilt auch für die von der Sättigung des Bodens abhängigen thermischen Bodenkennwerte. In diesem Fall verfälscht die entkoppelte Betrachtung des Wärme- und Wassertransportes die Aussage und führt zu Fehlinterpretationen.

Unter der Berücksichtigung der vorgenannten Punkte ist die zunächst entkoppelte Betrachtung des Wärme- und Stofftransportes im vorliegenden Fall sinnvoll und zielführend.

Anhand der in diesem Berechnungsschritt ermittelten Sättigungsänderungen wird in einem zweiten Rechengang der Einfluss der Änderungen auf das Berechnungsergebnis überprüft und gewertet (siehe Kapitel 9).

Beachtet werden muss hierbei auch, dass osmotische Vorgänge bei den gekoppelten Berechnungsmodellen, die derzeit Anwendung finden, nicht berücksichtigt werden und entsprechende Berechnungsergebnisse deshalb immer dann einer Verfälschung unterliegen, wenn diese

eine Rolle spielen. Bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung ist dies der Fall, da gelöstes Calciumhydroxid das osmotische Potential des Bodens beeinflusst (siehe Punkt 8.2.5).

## **7 Berechnung der Temperaturfeldänderungen bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen**

### 7.1 Thermische Eigenschaften des Kalk-Boden-Gemisches in situ

#### 7.1.1 Änderung des Porenvolumens und des Wassergehaltes in der Stabilisierungssäule durch Zugabe von Trockenmasse und chemische Wasserbindung

Bei der Säulenherstellung wird, wie unter Punkt 1.2 beschrieben, dem Boden im Stabilisierungsquerschnitt eine auf die Trockenmasse bzw. Trockendichte des Bodens bezogene, definierte Menge Branntkalk zugemischt. Durch den bei der Reaktion mit dem Porenwasser einsetzenden Ablöschvorgang entsteht Kalkhydrat. Einerseits wird dem Boden so Trockenmasse zugeführt (Stopfeffekt), andererseits wird Porenwasser chemisch gebunden. Diese Vorgänge führen zu einer Änderung der Kornzusammensetzung des verbesserten Bodens, zu einer Änderung des Wassergehaltes und des Porenvolumens und damit verbunden auch zu einer Änderung der Wassersättigung des Bodens im stabilisierten Erdkörper.

Nimmt man für die Stabilisierungssäule ein *konstant verbleibendes Volumen* an, ergibt sich aus der nachfolgenden Beziehung (7.1) die Erhöhung der Trockendichte in der Stabilisierungssäule gemäß Gleichung (7.2) und Abbildung 7.1:

Anmerkung: Zur besseren Unterscheidung der Eigenschaften des umgebenden Bodens von den Eigenschaften des stabilisierten Bodens in der Säule wird dieser ab sofort mit dem Indize *Säule* gekennzeichnet. Der Begriff Branntkalkzugabe wird mit *BKZ* abgekürzt, wobei die Zugabemenge immer mit [kg/kg<sub>Trockenmasse, Boden</sub>] angegeben wird.

$$\rho_d = \frac{m_d}{V} \quad \text{wobei: } m_d = \text{Trockenmasse des Bodens, } V = \text{Bodenvolumen} \quad (7.1)$$

$$\rho_{d,S\ddot{a}ule} = \rho_d \cdot (1 + BKZ \cdot 1,32) \quad (7.2)$$

wobei:  $\rho_{d,S\ddot{a}ule}$  = Trockendichte des verbesserten Bodens in der Säule

$BKZ$  = Branntkalkzugabe, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens in [kg/kg]

Hierbei ist berucktigt, dass 1,0 g Branntkalk unter Bindung von 0,32 g Wasser 1,32 g Kalkhydrat bildet. Je Gramm eingemischtem Branntkalk wird dem Boden somit 1,32 Gramm Trockenmasse zugeführt.

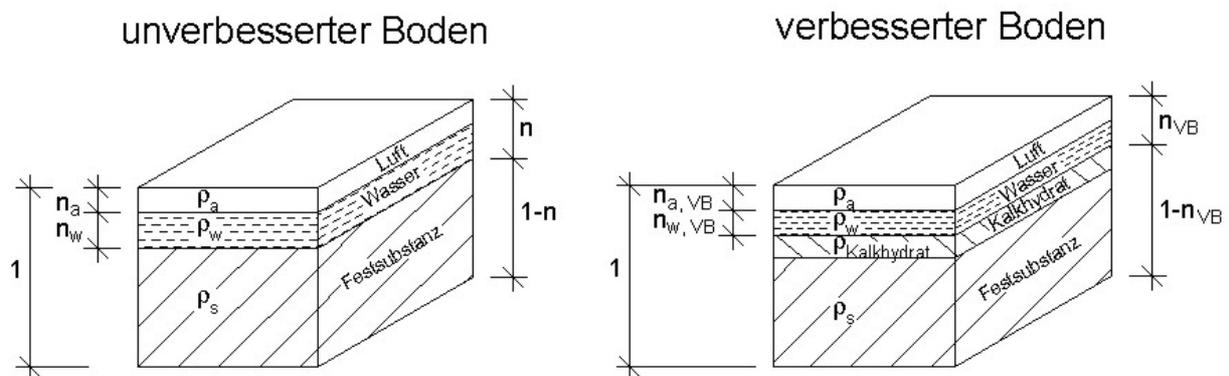


Abb. 7.1 Änderung des Porenanteils und des wassergefüllten Porenanteils in der Stabilisierungssäule durch die Zufuhr von Trockenmasse (Kalkhydrat als Hydratationsprodukt des Branntkalkes) und die chemische Bindung von Porenwasser beim Ab-loschvorgang bei *konstantem Volumen*

Die Abbildung 7.2 stellt die Erhöhung der Trockendichte im stabilisierten Erdkörper in Ab-hängigkeit der Trockendichte des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Branntkalk dar.

Durch die Zufuhr der Trockenmasse ändert sich auch die mittlere Korndichte des verbesserten Bodens. Die Korndichte natürlicher Böden liegt in der Regel zwischen 2,66 und 2,70 g/cm<sup>3</sup>. Die Dichte des zugemischten Branntkalkes beträgt 3,35 g/cm<sup>3</sup>, die des Hydratationsproduktes Kalkhydrat 2,24 g/cm<sup>3</sup> (Kalktaschenbuch 2001). Da ein Großteil des Branntkalkes bereits nach kurzer Zeit zu Kalkhydrat umgesetzt ist (siehe Punkt 7.2.3), wird im Nachfolgenden mit den Kennwerten des Kalkhydrates gerechnet. Die mittlere Korndichte des Kalkhydrat-Boden-

Gemisches lässt sich entsprechend der Massenanteile an Kalkhydrat und Bodenkörnern berechnen (Gl. 7.3 und 7.4 sowie Abbildung 7.3).

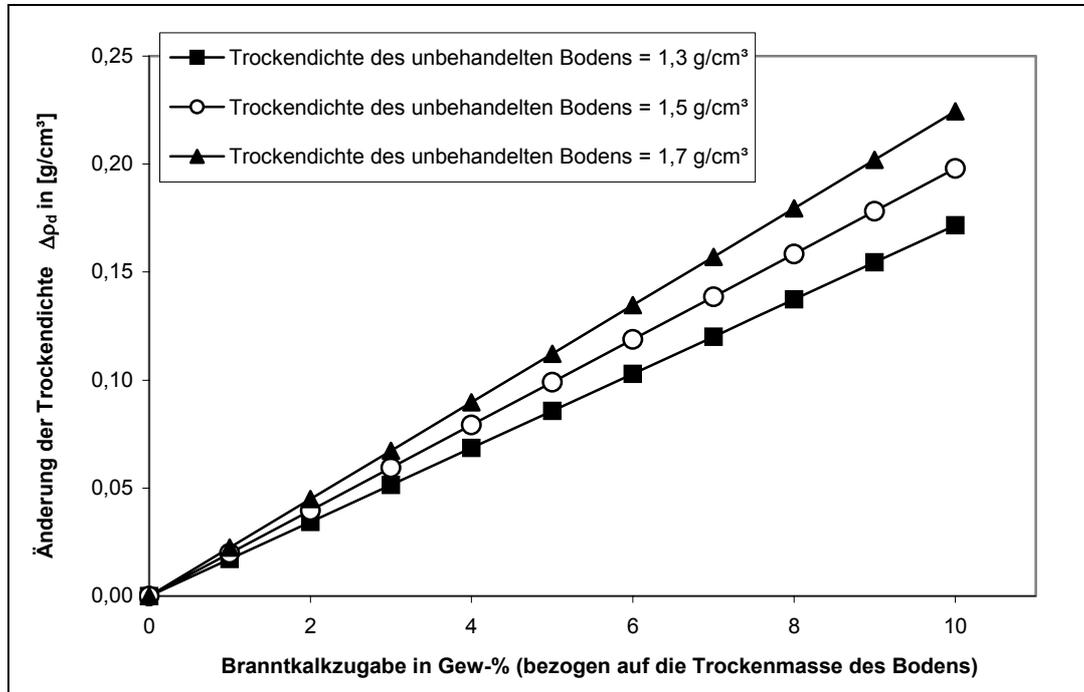


Abb. 7.2 Erhöhung der Trockendichte in der Stabilisierungssäule durch Zufuhr von Trockenmasse unter Annahme der Volumenkonstanz des stabilisierten Erdkörpers

$$\rho_{s,S\ddot{a}ule} = \rho_s \cdot \frac{\rho_d}{\rho_d \cdot (1 + BKZ \cdot 1,32)} + \rho_{Kalkhydrat} \cdot \frac{\rho_d \cdot BKZ \cdot 1,32}{\rho_d \cdot (1 + BKZ \cdot 1,32)} \quad (7.3)$$

$$\rho_{s,S\ddot{a}ule} = \frac{1}{1 + BKZ \cdot 1,32} \cdot (\rho_s + \rho_{Kalkhydrat} \cdot BKZ \cdot 1,32) \quad (7.4)$$

Die erhöhte Trockendichte und die verringerte Korndichte des Bodens führen zur einer Reduzierung des Porenanteils in der Stabilisierungssäule gemäß Beziehung (7.5) und Abb. 7.4:

$$n_{S\ddot{a}ule} = 1 - \frac{\rho_{d,S\ddot{a}ule}}{\rho_{s,S\ddot{a}ule}} \quad (7.5)$$

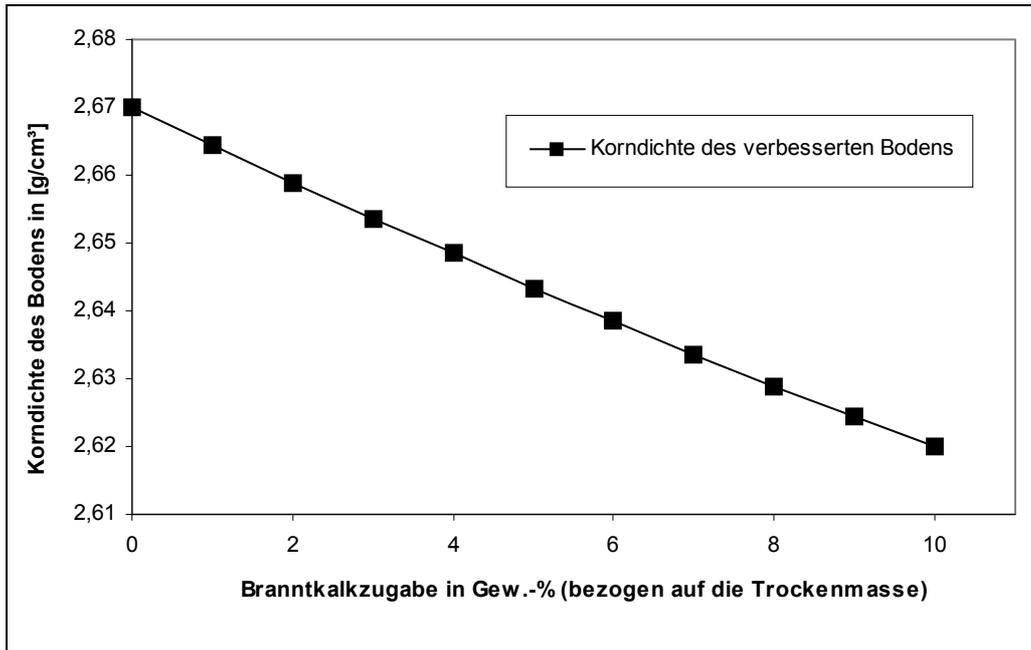


Abb. 7.3 mittlere Korndichte in der Stabilisierungssäule durch die Zugabe von Brantkalk

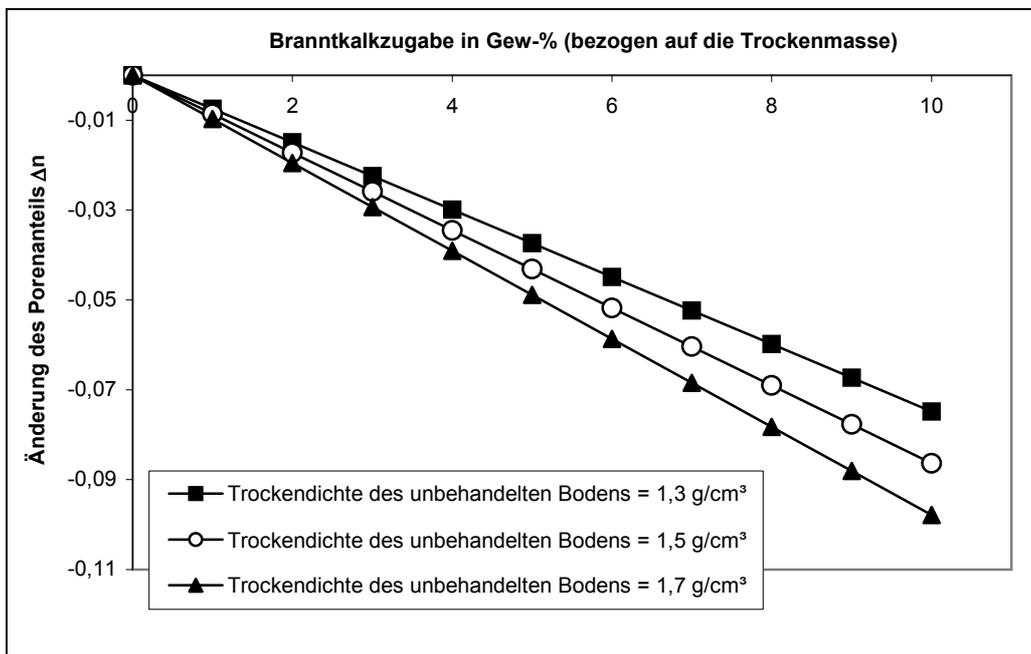


Abb. 7.4 Verringerung des Porenanteils  $\Delta n$  in der Stabilisierungssäule durch die Zugabe von Brantkalk unter Annahme der Volumenkonstanz des stabilisierten Erdkörpers

Nachfolgend soll die Änderung des Wassergehaltes in der Stabilisierungssäule durch die Zugabe von Trockensubstanz („Stopfeffekt“) und die chemische Bindung von Wasser bei der Hydratation des Brantkalkes zu Kalkhydrat betrachtet werden. Auf die Umverteilung des

Porenwassers infolge der thermischen Effekte und infolge der durch den „Stopfeffekt“ auftretenden Matrixpotentialgradienten wird an späterer Stelle eingegangen. Der Wassergehalt eines Bodens wird als das Verhältnis der Masse an Porenwasser zur verbleibenden Trockenmasse der bei 105 °C getrockneten Bodenprobe definiert. Adsorptiv gebundenes Wasser oder innerkristallines Wasser, das bei dieser Temperatur nicht verdampft, wird zur Trockenmasse gerechnet.

$$w = \frac{m_w}{m_d} \quad (7.6)$$

Die Beeinflussung des Wassergehaltes in der Stabilisierungssäule erfolgt zum einen durch die Änderung des Massenverhältnisses von Wasser zur Trockensubstanz infolge der Zufuhr von Trockenmasse im betrachteten Volumen. Zum anderen wird ein Teil des Porenwassers chemisch gebunden und damit das Massenverhältnis beeinflusst. Chemisch werden 0,32 g Wasser je eingebrachtes Gramm Branntkalk gebunden. Der Wassergehalt des stabilisierten Bodens ergibt sich zu:

$$w_{S\ddot{a}ule} = \frac{m_{w,S\ddot{a}ule}}{m_{d,S\ddot{a}ule}} \quad (7.7)$$

Die Masse an Porenwasser im stabilisierten Bodenkörper berechnet sich bei Beschränkung auf die vorgenannten Aspekte (Trockenmassezufuhr, chemische Wasserbindung) zu:

$$m_{w,S\ddot{a}ule} = w \cdot m_d - 0,32 \cdot BKZ \cdot m_d \quad (7.8)$$

Bei Berechnung der Trockendichte  $\rho_{d,S\ddot{a}ule}$  nach (7.2) lässt sich der infolge der chemischen Bindung und der Trockenmassezufuhr resultierende Wassergehalt des verbesserten Bodens in der Stabilisierungssäule wie folgt berechnen:

$$w_{S\ddot{a}ule} = \frac{\rho_d \cdot (w - 0,32 \cdot BKZ)}{\rho_d \cdot (1 + BKZ \cdot 1,32)} = \frac{w - 0,32 \cdot BKZ}{1 + BKZ \cdot 1,32} \quad (7.9)$$

Die daraus resultierende Änderung des Porenwassergehaltes in Abhängigkeit der Ausgangs-sättigung des Bodens ist in Abbildung 7.5 dargestellt.

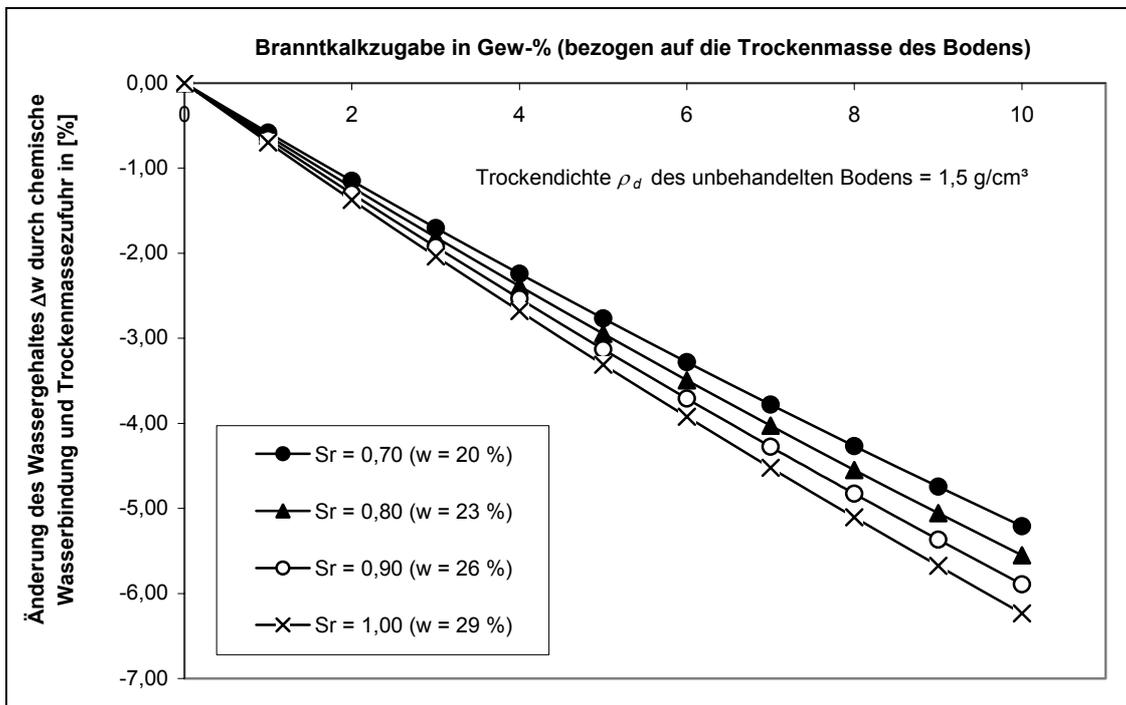


Abb. 7.5 Verringerung des Porenwassergehaltes  $\Delta w$  in der Stabilisierungssäule durch die Zugabe von Trockenmasse und chemische Wasserbindung in Abhängigkeit des Sättigungsgrades des unbehandelten Bodens

Der Anteil der wassergefüllten Poren im Stabilisierungsquerschnitt ergibt sich dann zu:

$$n_{w, Säule} = w_{Säule} \cdot \frac{\rho_{d, Säule}}{\rho_w} \quad \text{mit } \rho_w = \text{Dichte des Wassers} \approx 1,0 \text{ g/cm}^3 \quad (7.10)$$

Die Änderung des Anteils an wassergefüllten Poren kann der Abbildung 7.6 repräsentativ für einen Boden mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  im Ausgangszustand in Abhängigkeit der Sättigung vor der Stabilisierung entnommen werden. (Anmerkung: Der wassergefüllte Porenanteil  $n_w$  entspricht dem in der Bodenkunde und Bodenphysik häufig verwendeten volumetrischen Wassergehalt  $\theta$ .)

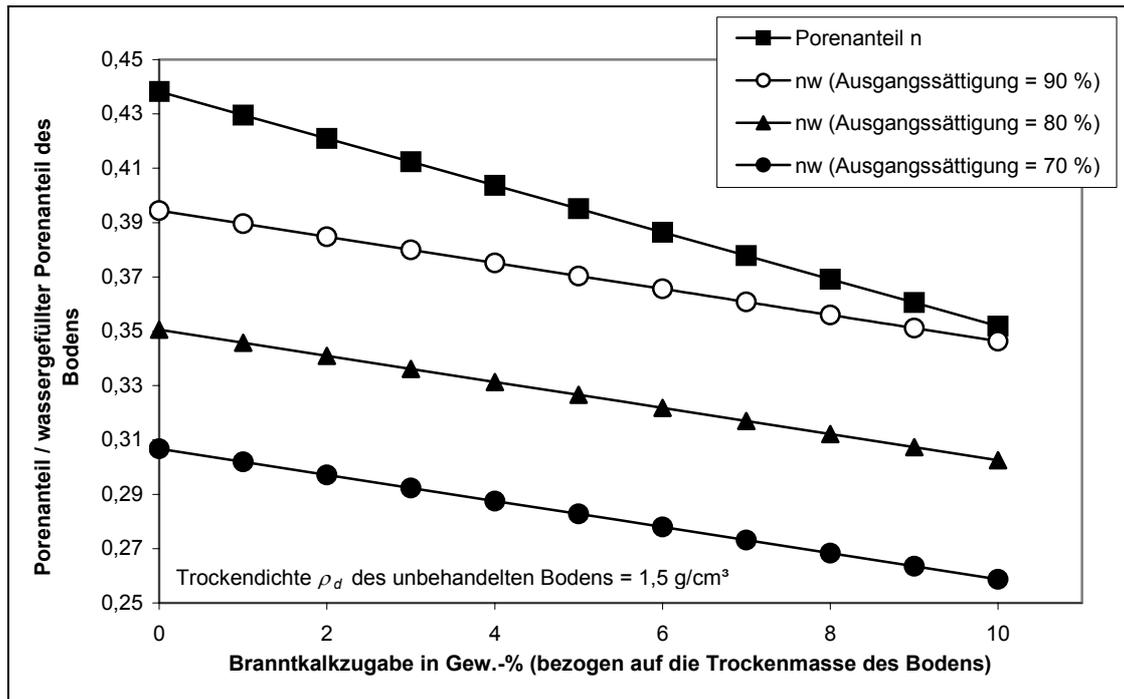


Abb. 7.6 Änderung des Porenanteils  $n$  und des Anteils an wassergefüllten Poren  $n_w$  in der Stabilisierungssäule infolge der Zugabe von Trockenmasse und chemischer Wasserbindung in Abhängigkeit des Sättigungsgrades des unbehandelten Bodens unter Annahme der Volumenkonstanz des stabilisierten Erdkörpers

Der Sättigungsgrad des Bodens in der Stabilisierungssäule lässt sich mit der folgenden Beziehung berechnen:

$$S_{r,Säule} = \frac{w_{Säule} \cdot \rho_{d,Säule} \cdot \rho_{s,Säule}}{\rho_w \cdot (\rho_{s,Säule} - \rho_{d,Säule})} \quad (7.11)$$

Die nachfolgende Abbildung 7.7 stellt die Sättigung des stabilisierten Bodens in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk repräsentativ für einen Boden mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  im Ausgangszustand und in Abhängigkeit der Sättigung vor der Stabilisierung dar. Die aufgezeigten Sättigungsänderungen beruhen auf der chemischen Wasserbindung, der Trockenmassezufuhr und der Verringerung des Porenanteils durch den beschriebenen „Stopp-effekt“. Auffällig ist hierbei, dass der Sättigungsgrad des Bodens bei entsprechend starker Bindemittelzugabe trotz der wasserbindenden Effekte zunimmt, was auf die Erhöhung der Trockendichte und die damit verbundene Abnahme des Porenvolumens zurückzuführen ist.

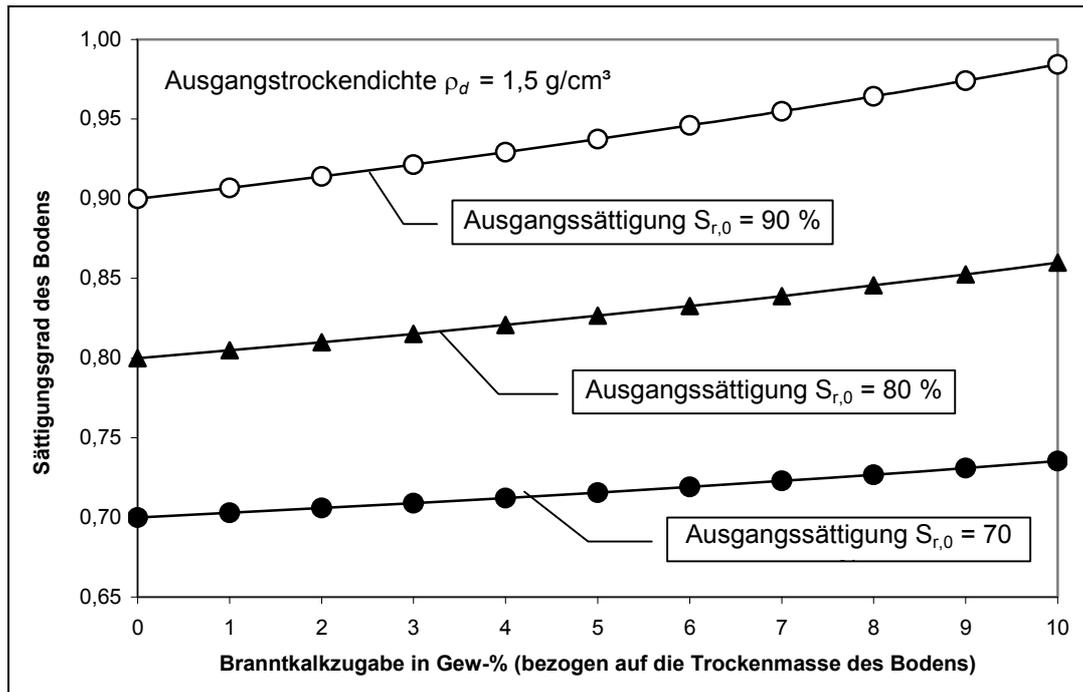


Abb. 7.7 Beeinflussung des Sättigungsgrades in der Stabilisierungssäule durch Trockenmassezufuhr und chemische Wasserbindung unter Annahme der Volumenkonstanz des stabilisierten Erdkörpers

### 7.1.2 Wärmekapazität des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule

Da ein Großteil des Branntkalkes bereits nach kurzer Zeit zu Kalkhydrat umgesetzt ist (siehe auch Punkt 7.2.3), wird im Nachfolgenden mit den erforderlichen Kennwerten des Kalkhydrates gerechnet.

Die volumetrische Wärmekapazität des Kalkhydrat-Boden-Gemisches lässt sich abgeleitet aus Gleichung (4.3) mit der nachfolgenden Beziehung berechnen:

$$C_{Säule} = (1 - n_{Säule}) \cdot C_{s,Säule} + n_{w,Säule} \cdot C_w \quad (7.12)$$

Die Wärmekapazitätzahl der Festsubstanz  $C_{s,Säule}$  des verbesserten Bodens ergibt sich als gemittelter Wert aus der Wärmekapazität der Festsubstanz des Bodens  $C_s$  (Quarz- und Tonminerale) und der Wärmekapazität des Kalkhydrates. Die spezifische Wärmekapazität des Kalkhydrates wird in der Literatur mit 1,13 J/(g \* K) bei 0 °C, mit 1,21 J/(g \* K) bei 51 °C und 1,55 J/(g \* K) bei 400 °C angegeben. Die mittlere spezifische Wärme  $c_p$  beträgt nach Schiele und Berens (1972) im Temperaturbereich zwischen 0 °C und 100 °C etwa 1,21 J/(g \* K) und dient als Grundlage der nachfolgenden Betrachtungen.

Die gemittelte spezifische Wärmekapazität der Festsubstanz ergibt sich aus:

$$c_{s,S\ddot{a}ule} = \frac{1}{1 + BKZ \cdot 1,32} \cdot (c_s + c_{Kalkhydrat} \cdot BKZ \cdot 1,32) \quad \text{in} \left[ \frac{J}{g \cdot K} \right] \quad (7.13)$$

Und die volumetrische Wärmekapazität der Festsubstanz ergibt sich dann aus:

$$C_{s,S\ddot{a}ule} = c_{s,S\ddot{a}ule} \cdot \rho_{s,S\ddot{a}ule} \quad \text{in} \left[ \frac{J}{cm^3 \cdot K} \right] \quad (7.14)$$

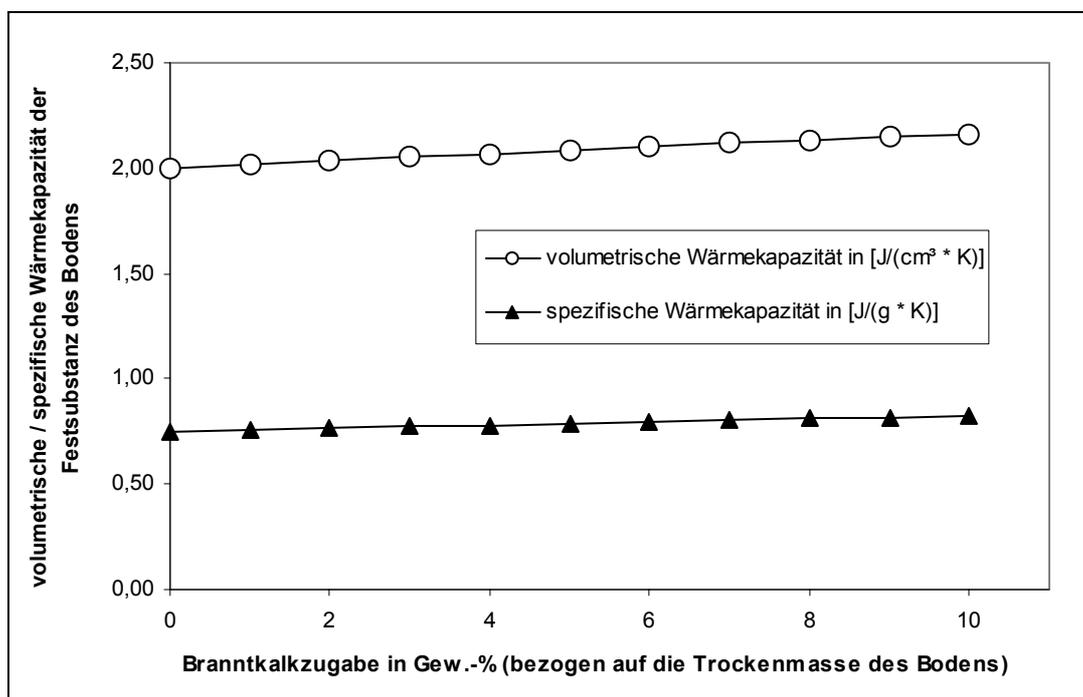


Abb. 7.8 spezifische und volumetrische Wärmekapazität der Festsubstanz in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit der Zugabemenge an Brantkalk

Die Abbildung 7.9 stellt die volumetrische Wärmekapazität des Bindemittel-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit der Zugabemenge an Brantkalk und der Sättigung des unbehandelten Bodens für einen Boden mit einer Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  dar.

Die spezifische Wärmekapazität des Kalkhydrat-Boden-Gemisches ergibt sich mit (4.6) aus:

$$c_{S\ddot{a}ule} = \frac{C_{S\ddot{a}ule}}{\rho_{S\ddot{a}ule}} \quad \text{in} \left[ \frac{J}{g \cdot K} \right] \quad (7.15)$$

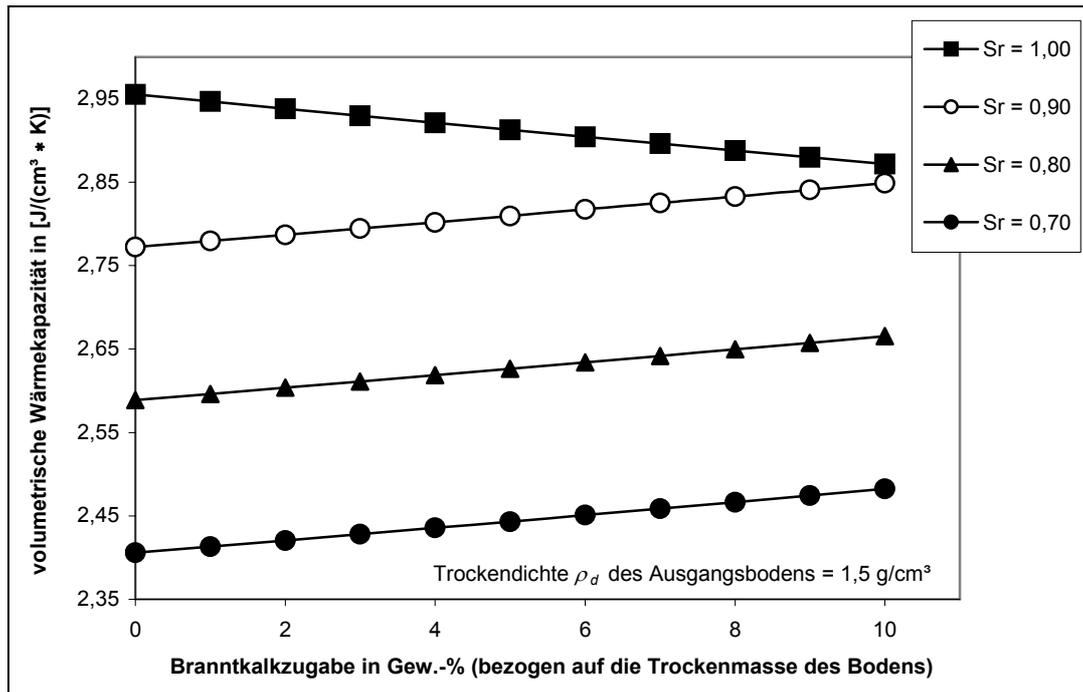


Abb. 7.9 volumetrische Wärmekapazität des Kalkhydrat-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit des Sättigungsgrades des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Brantkalk (beim gesättigten Boden nimmt die Wärmekapazität mit zunehmender Brantkalkzugabe und abnehmendem Porenanteil ab)

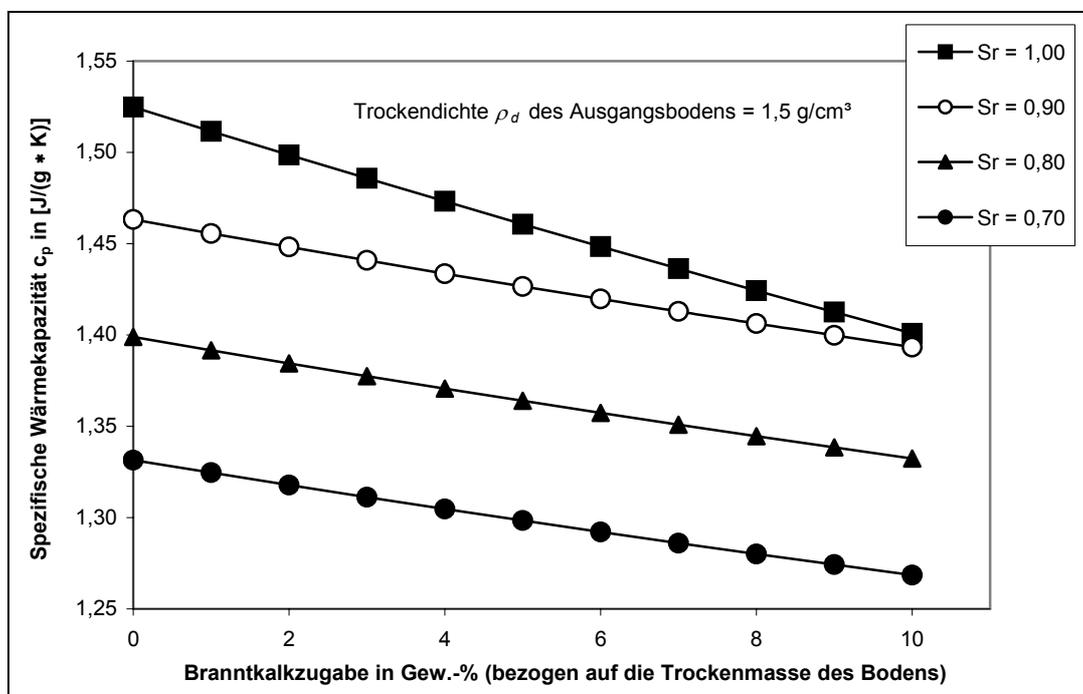


Abb. 7.10 spezifische Wärmekapazität des Kalkhydrat-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Brantkalk

### 7.1.3 Wärmeleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule

Wie unter Punkt 4.2.2 erläutert, wird die Wärmeleitfähigkeit des Bodens vorrangig durch seine Partikelleitfähigkeit, seinen Porenanteil und seinen Sättigungsgrad bestimmt. Alle vorgenannten Eigenschaften werden durch die Zugabe von Branntkalk und dem, durch die Reaktion mit dem Porenwasser bedingten, Hydratationsprozess (Ablöschvorgang) beeinflusst. Die Änderung des Porenanteils und des Sättigungsgrades wurde ausführlich unter Punkt 7.1.1 beschrieben. Die Wärmeleitfähigkeit der im Boden enthaltenen Festsubstanz wird ebenfalls, in einem geringeren Maße, durch die Zugabe des Branntkalkes und der daraus resultierenden Calciumverbindungen beeinflusst. Die geänderte Partikelleitfähigkeit lässt sich als Mittel des Wärmestromes in geschichteten Körpern normal und parallel zur Schichtung abschätzen.

Der Volumenanteil des unbehandelten Bodens an der Festsubstanz des Bindemittel-Boden-Gemisches ergibt sich zu:

$$\text{Volumenanteil des unbehandelten Bodens an der Festsubstanz} = \frac{1 - n}{1 - n_{\text{Säule}}} \quad (7.16)$$

Der Volumenanteil des Bindemittels an der Festsubstanz des Bindemittel-Boden-Gemisches ergibt sich zu:

$$\text{Anteil des Bindemittels an der Festsubstanz} = \frac{n - n_{\text{Säule}}}{1 - n_{\text{Säule}}} = \frac{\Delta n}{1 - n_{\text{Säule}}} \quad (7.17)$$

Die Wärmeleitfähigkeit des Feststoffgemisches bei einem Wärmestrom normal zur „Schichtung“ lässt sich mit Hilfe von (7.18) berechnen (Grigull und Sandner 1990):

$$\lambda_{\perp, s, \text{Säule}} = \frac{1 - n_{\text{Säule}}}{\frac{1 - n}{\lambda_s} + \frac{n - n_{\text{Säule}}}{\lambda_c}} \quad \text{in} \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (7.18)$$

wobei:  $\lambda_s$  = Partikelleitfähigkeit des unbehandelten Bodens

$\lambda_c$  = Partikelleitfähigkeit des Bindemittels (Calciumverbindungen)

Die Wärmeleitfähigkeit des Feststoffgemisches bei einem Wärmestrom parallel zur „Schichtung“ lässt sich mit Hilfe von (7.19) berechnen (Grigull und Sandner 1990):

$$\lambda_{II,s,S\ddot{a}ule} = \frac{\lambda_s \cdot (1 - n) + \lambda_c \cdot (n - n_{S\ddot{a}ule})}{1 - n_{S\ddot{a}ule}} \quad \text{in} \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (7.19)$$

Aus den vorgenannten Beziehungen ergibt sich die Partikelleitfähigkeit des Feststoffgemisches näherungsweise zu:

$$\lambda_{s,S\ddot{a}ule} = 0,5 \cdot \lambda_{\perp,s,S\ddot{a}ule} + 0,5 \cdot \lambda_{II,s,S\ddot{a}ule} \quad \text{in} \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (7.20)$$

Die gesättigte Leitfähigkeit des Bodens ergibt sich dann analog zur Gleichung (4.12):

$$\lambda_{sat,S\ddot{a}ule} = \lambda_{s,S\ddot{a}ule}^{(1-n_{S\ddot{a}ule})} \cdot \lambda_w^{n_{S\ddot{a}ule}} \quad \text{mit} \quad \lambda_w = 0,57 \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (7.21)$$

Die trockene Wärmeleitfähigkeit folgt aus Beziehung (4.11):

$$\lambda_{dry,S\ddot{a}ule} = \frac{0,135 \cdot \rho_{d,S\ddot{a}ule} + 64,7}{\rho_{s,S\ddot{a}ule} - 0,947 \cdot \rho_{d,S\ddot{a}ule}} \pm 20\% \quad \text{in} \left[ \frac{W}{m \cdot K} \right] \quad (7.22)$$

mit  $\rho_{d,S\ddot{a}ule}$  und  $\rho_{s,S\ddot{a}ule}$  in  $[kg/m^3]$

Die Kersten-Zahl ergibt sich in Abhängigkeit von der Sättigung nach (4.15):

$$K_{e,S\ddot{a}ule} \approx \log S_{r,S\ddot{a}ule} + 1 \quad (7.23)$$

Die Wärmeleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule lässt sich dann nach der Beziehung (4.10) wie folgt darstellen:

$$\lambda_{S\ddot{a}ule} = (\lambda_{sat,S\ddot{a}ule} - \lambda_{dry,S\ddot{a}ule}) \cdot K_{e,S\ddot{a}ule} + \lambda_{dry,S\ddot{a}ule} \quad (7.24)$$

In der Stabilisierungssäule treten während des Stabilisierungsprozesses und darüber hinaus drei bis vier verschiedene Calciumverbindungen auf: Calciumoxid, Calciumhydroxid, Calciumcarbonat (bei Carbonatisierung infolge Luftkontakt) und im späteren Verlauf Calciumsilicathydrate bzw. je nach Ausgangsstoffen Calciumaluminathydrate oder Calciumferrithydrate infolge puzzolanischer Reaktionen. Für Calciumoxid und Calciumcarbonat liegen Erkenntnisse zur Wärmeleitfähigkeit vor (Schiele und Berenz 1972, Fischer und Ertmer 1966, Touloukian 1970, Grigull und Sandner 1990). Für Calciumhydroxid gilt dies nicht (Marx 2002, Querner 2002, Schaefer Kalk 2002). Daher wird nachfolgend ein Rechenwert innerhalb bekannter Grenzwerte für die Partikelleitfähigkeit der Calciumverbindungen festgelegt und sein Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit des Bindemittel-Boden-Gemisches im Rahmen einer Parametervariation untersucht.

Die Wärmeleitfähigkeit des Calciumcarbonates wird in der Literatur mit 3 bis 4 W/(m · K) angegeben. Hierbei handelt es sich um einen gemittelten Wert der Leitfähigkeit parallel und senkrecht zur Schichtung innerhalb eines Temperaturspektrums von 0 °C bis 100 °C (Schiele und Berens 1972). Diese Aussage wird von Touloukian (1970) bestätigt. Wesentlich größer ist die Bandbreite bei der angegebenen Wärmeleitfähigkeit für Calciumoxid (Brantkalk). Hier reichen die Angaben für den betreffenden Temperaturbereich von 0,9 bis 1,2 W/(m · K) für pulverförmiges Calciumoxid geringer Dichte (Lehmann und Gatzke 1957) bis hin zu 13,9 W/(m · K) für Festkörper hoher Dichte (Touloukian 1970).

Für die nachfolgenden Betrachtungen wird für die Partikelleitfähigkeit der Calciumverbindungen ein Rechenwert von 4 W/(m · K) festgelegt. Dieser Wert entspricht der Wärmeleitfähigkeit von Calciumcarbonat in einem Temperaturbereich zwischen 0 °C und 50 °C. Für einen gesättigten Ausgangsboden mit einer Partikelleitfähigkeit  $\lambda_s$  der Festsubstanz von 2,5 W/(m · K) ergibt sich bei Zugabe von 10 % Brantkalk gemäß den Beziehungen (7.16) bis (7.21) rechnerisch eine Wärmeleitfähigkeit des verbesserten Bodens von 1,55 W/(m · K).

Variiert man die Wärmeleitfähigkeit der Calciumverbindungen mit den in der Literatur aufgeführten Grenzwerten von 0,9 W/(m · K) und 13,9 W/(m · K), erhält man für die Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bindemittel-Boden-Gemisches einen Minimal- bzw. Maximalwert von 1,35 [W/(m · K)] und 1,82 [W/(m · K)].

Dies entspricht einer Abweichung von  $\leq 18\%$  gegenüber der auf dem gewählten Rechenwert basierenden Wärmeleitfähigkeit und entspricht den von Farouki (1986) angegebenen Genauigkeiten bei der Ermittlung der Wärmeleitfähigkeit gesättigter Böden mit der Methode nach Johansen (1975). Bei weniger Bindemittelzugabe fällt der Einfluss der Partikeleitfähigkeit des Branntkalkes geringer aus (Abbildung 7.11).

Dies wird umso deutlicher, wenn man berücksichtigt, dass eine Variation der Wärmeleitfähigkeit der Festsubstanz des originären Bodens um  $\pm 0,5 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  eine Änderung der Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bodens in etwa der gleichen Höhe bewirkt (Abbildung 7.12).

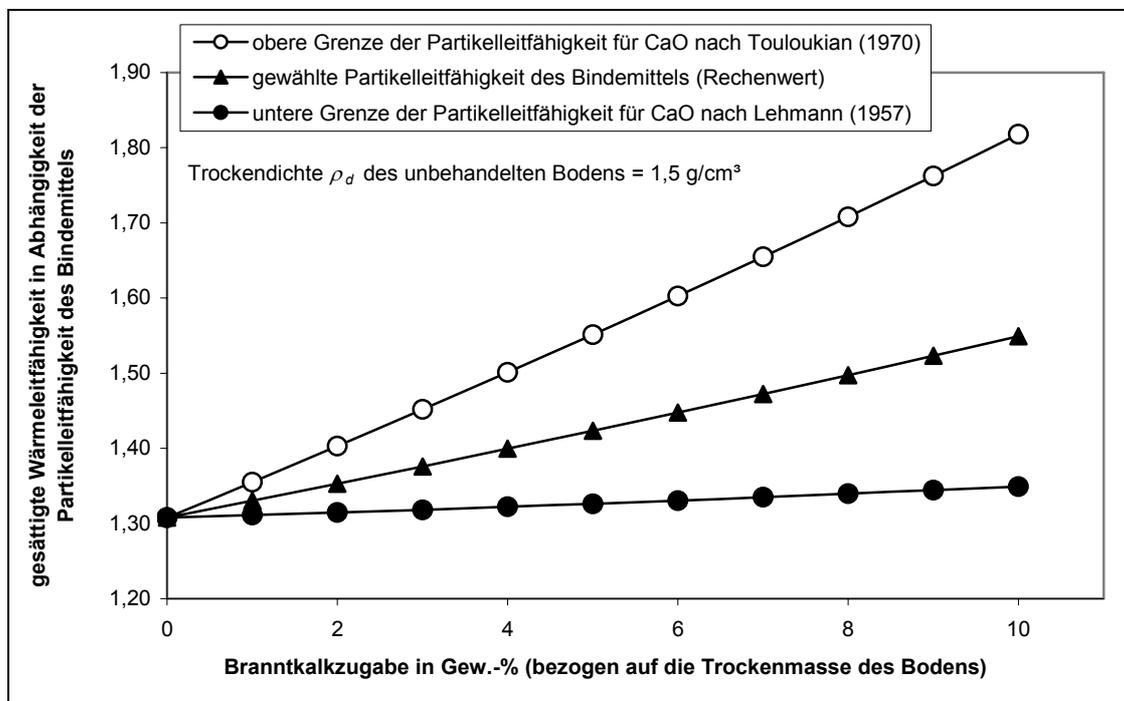


Abb. 7.11 Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bindemittel-Boden-Gemisches in Abhängigkeit der Partikeleitfähigkeit der Calciumverbindungen

Abbildung 7.13 zeigt die Veränderung der Wärmeleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit der Sättigung des unbehandelten Bodens sowie der Zugabemenge an Branntkalk und der daraus resultierenden Beeinflussung des Porenanteils, des Sättigungsgrades und der Partikeleitfähigkeit der Festsubstanz.

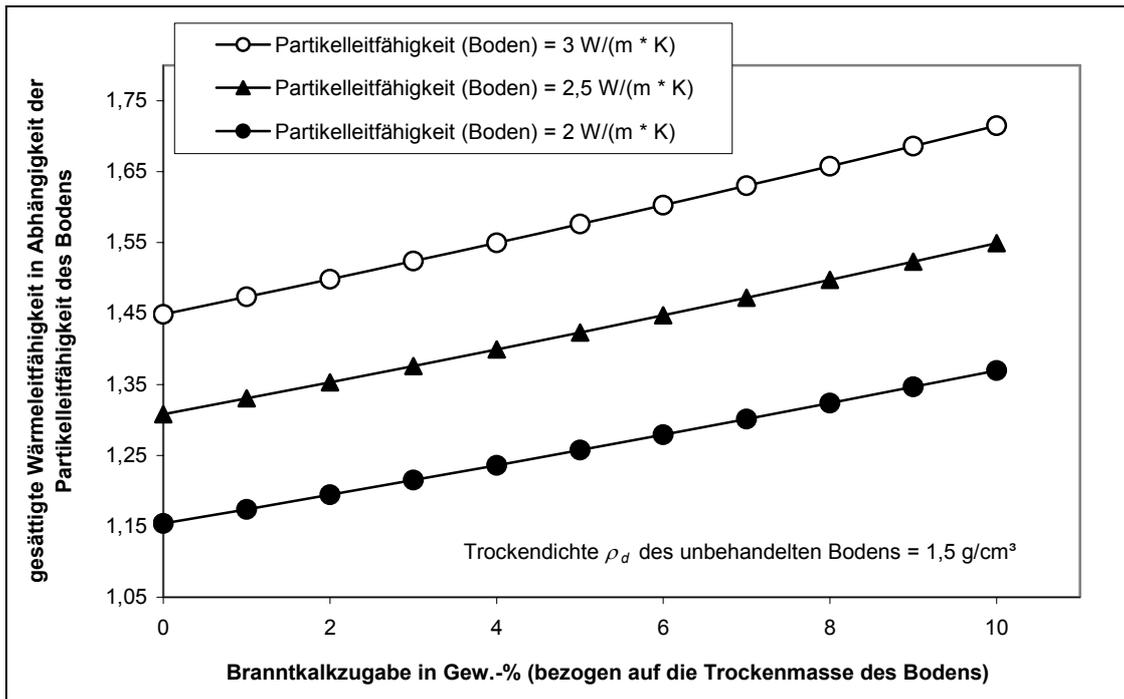


Abb. 7.12 Wärmeleitfähigkeit des gesättigten Bindemittel-Boden-Gemisches in Abhängigkeit der Partikelleitfähigkeit der Festsubstanz des Bodens

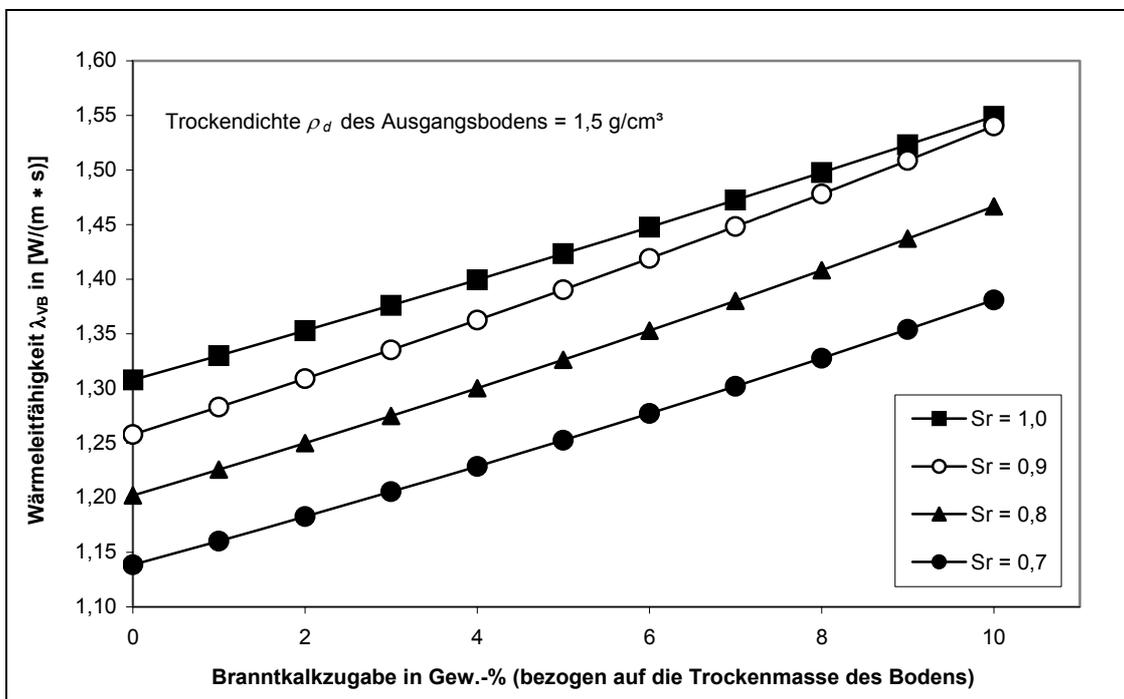


Abb. 7.13 Wärmeleitfähigkeit des Kalkhydrat-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Brantkalk

### 7.1.4 Temperaturleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Säule

Die Temperaturleitfähigkeit ergibt sich analog zur Beziehung (4.16) aus:

$$a_{S\ddot{a}ule} = \frac{\lambda_{S\ddot{a}ule}}{C_{S\ddot{a}ule}} \quad \text{in [cm}^2/\text{s]} \quad (7.25)$$

In Abbildung 7.14 ist die Temperaturleitfähigkeit des Kalk-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit der Sättigung des unbehandelten Bodens sowie der Zugabemenge an Branntkalk und der daraus resultierenden Beeinflussung des Porenanteils, des Sättigungsgrades und der Partikelleitfähigkeit der Festsubstanz dargestellt.

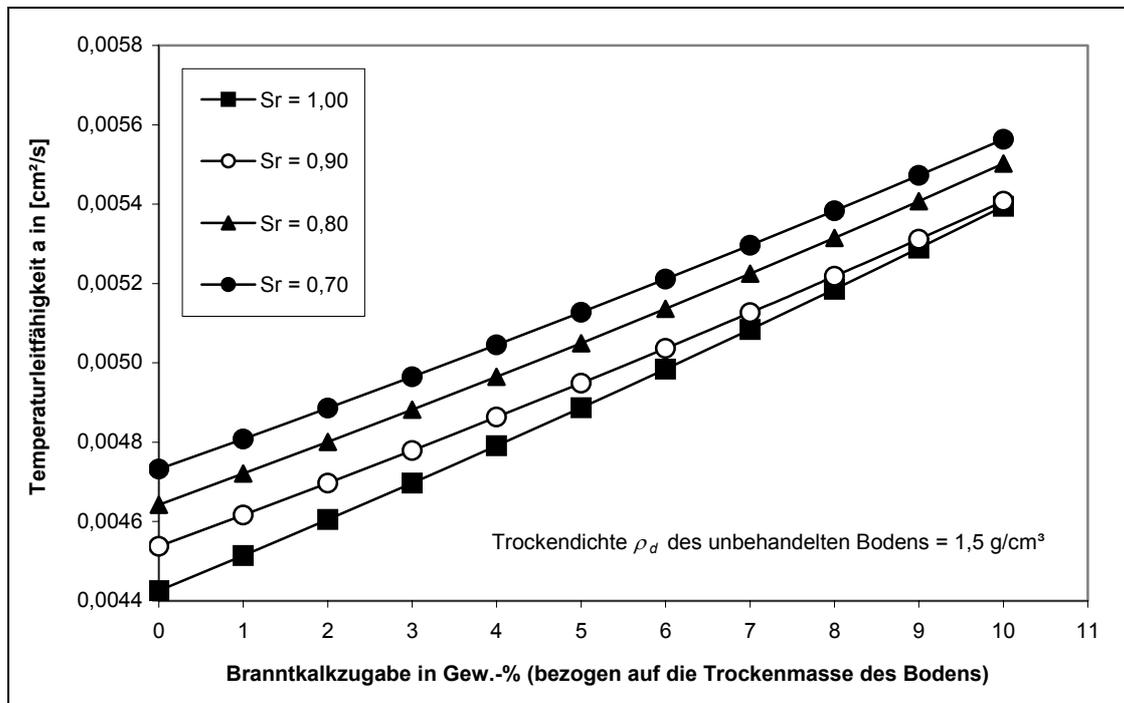


Abb. 7.14 Temperaturleitfähigkeit des Kalkhydrat-Boden-Gemisches in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Branntkalk

Die vorangegangenen Ausführungen beruhen auf der Annahme, dass das Bindemittel über ein definiertes Volumen homogen in den Baugrund eingebracht wird und dabei die Trockendichte und der Wassergehalt des Bodens in einem abgegrenzten Volumen lokal verändert werden. Diese Annahme vernachlässigt mögliche Effekte wie eine laterale Kompression des die Säule

umgebenden Bodens, die eine Veränderung der Trockendichte und der Sättigung des angrenzenden Bodens und eine Reduzierung des „Stopfeffektes“ in der Säule zur Folge hätte.

Erfahrungsberichte von Feldversuchen, bei denen Branntkalk-Boden-Säulen freigegeben wurden, bestätigen jedoch die getroffenen Annahmen, da die Stabilisierungssäulen deutlich abgegrenzte Bodenkörper mit den anvisierten Abmessungen bilden (Broms und Boman 1977, Stabilator AB 2000).

Zu berücksichtigen ist weiterhin, dass die hier ermittelten Bodenkennwerte nur einen Moment des Stabilisierungsprozesses charakterisieren, den abgeschlossenen Einmischvorgang. Hierbei wird eine vollständige Hydratation des Branntkalkes vorausgesetzt. Dies ist eine idealisierte Betrachtungsweise, da mit dem Einbringen und Ablöschen des Branntkalkes mechanisch und thermisch bedingte Umverteilungsprozesse des Porenwassers in Gang gesetzt werden. Die hier ermittelten thermischen Bodenkennwerte stellen somit ideale Eingangswerte für die nachfolgenden Temperaturfeldberechnungen dar.

## 7.2 Wärmeentwicklung bei der chemischen Reaktion von Branntkalk-Boden-Gemischen

### 7.2.1 Reaktionswärme

Die Reaktion eines teil- oder wassergesättigten Bodens mit Calciumoxid (Branntkalk) findet unter Wärmeentwicklung statt. Ursache der Wärmeentwicklung ist die chemische Reaktion, bei der das Calciumoxid unter Bindung von Porenwasser zu Calciumhydroxid (Kalkhydrat) abgelöscht wird.



Die dabei freigesetzte Reaktionswärme lässt sich aus der Differenz zwischen der Bildungsenthalpie der Edukte und der Bildungsenthalpie der Produkte berechnen (z. B. Christen 1988).

Die Bildungsenthalpie von Calciumhydroxid  $Ca(OH)_2$  beträgt  $-985,8$  KJ/mol. Die Bildungsenthalpie von Calciumoxid  $CaO$  beträgt  $-635,1$  KJ/mol, die von Wasser (flüssig)  $-286$  KJ/mol. Alle vorgenannten Bildungsenthalpien beziehen sich auf den Standardzustand, einer Temperatur von  $298$  K ( $25$  °C) und einem Druck von  $1,013 \approx 1$  bar. Daraus ergibt sich die freigesetzte Reaktionswärme:

$$\Delta H = \sum \Delta H_f^0(\text{Produkte}) - \sum \Delta H_f^0(\text{Edukte}) \quad (7.27)$$

$$\Delta H = -985,8 \text{ KJ/mol} - (-635,1 - 286) \text{ KJ/mol} = -64,7 \text{ KJ/mol}$$

Dies bedeutet, dass pro Mol eingebrachten und abgelöschten Branntkalkes eine Wärmeenergie von  $64,7$  KJ/mol freigesetzt wird.

(Die Angaben zur freigesetzten Reaktionswärme variieren in der Literatur. Sie wird von Karsten (1992) mit  $65,3$  KJ/mol, von Latscha (1996) mit  $62,8$  KJ/mol, im Kalktaschenbuch (2001) mit  $66,1$  KJ/mol angegeben. Die nachfolgenden Berechnungen beziehen sich auf die Angaben von Christen (1988)).

Die Reaktionsenthalpie ist sowohl vom Druck als auch von der Temperatur abhängig. Da der Druck konstant angenommen werden kann (Atmosphärendruck) und die Schwankungen der Reaktionswärme im betreffenden Temperaturbereich relativ gering sind, die Differenz der Reaktionswärmen bei  $0$  °C und bei  $50$  °C beträgt nach dem Kalktaschenbuch  $0,92$  KJ/mol, wird im Nachfolgenden vom Standardzustand ausgegangen.

Dividiert man die freigesetzte Reaktionswärme durch die Molare Masse von Calciumoxid erhält man die freigesetzte Reaktionswärme, bezogen auf die Masse.

$$\frac{\Delta H}{M(x)} = \frac{-64,7 \text{ KJ/mol}}{56,08 \text{ g/mol}} = -1,154 \text{ KJ/g}_{CaO} \quad (7.28)$$

Je Gramm abgelöschten Calciumoxides werden  $1,154$  KJ Reaktionswärme freigesetzt.

## 7.2.2 Temperaturerhöhung des Bodens infolge Wärmezufuhr

Die Temperaturerhöhung eines Stoffes ergibt sich als Quotient der zugeführten Wärmeenergie und der Wärmekapazität des betreffenden Stoffes. Für Feststoffe und Flüssigkeiten gilt bei relativ niedrigem Druck (z. B. Atmosphärendruck):

$$\Delta T = \frac{\Delta H}{C_p} \quad (7.29)$$

wobei:  $\Delta H$  = Reaktionswärme bei konstantem Druck in [J/mol]

$C_p$  = Molare Wärmekapazität bei konstantem Druck in [J/(mol · K)]

Die auf das Bodenvolumen bezogene freigesetzte Reaktionswärme erhält man aus der Multiplikation der auf die Branntkalkmasse bezogenen Reaktionswärme mit dem auf die Trockenmasse des Bodens bezogenen Gewichtsanteil an Branntkalk und der Trockendichte des Bodens:

$$\Delta H \left[ \text{KJ} / \text{cm}^3 \right] = 1,154 \left[ \text{KJ} / \text{g}_{\text{CaO}} \right] \cdot \text{BKZ} \cdot \rho_d \quad (7.30)$$

$$\Delta H \left[ \text{KJ} / \text{cm}^3 \right] = 1,154 \left[ \text{KJ} / \text{g}_{\text{CaO}} \right] \cdot \text{BKZ} \cdot \frac{\rho}{(1 + w)} \quad (7.31)$$

Die auf die Feuchtmasse bezogene freigesetzte Reaktionswärme erhält man durch Division der auf das Bodenvolumen bezogenen Reaktionswärme durch die Feuchtdichte:

$$\Delta H \left[ \text{KJ} / \text{g} \right] = 1,154 \left[ \text{KJ} / \text{g}_{\text{CaO}} \right] \cdot \text{BKZ} \cdot \frac{1}{(1 + w)} \quad (7.32)$$

Die volumetrische Wärmekapazität des verbesserten Bodens ergibt sich nach Gleichung (7.12):

$$C_{\text{Säule}} = (1 - n_{\text{Säule}}) \cdot C_{s, \text{Säule}} + n_{w, \text{Säule}} \cdot C_w$$

Bei Kenntnis der Bodenkenngrößen Wassergehalt  $w$ , Korndichte  $\rho_s$  und der Feuchtdichte  $\rho$  des Bodens, lässt sich die Temperaturerhöhung des Kalk-Boden-Gemisches infolge des Ablöschvorganges des Branntkalkes mit den vorgenannten Beziehungen berechnen. Dabei werden folgende idealisierende Annahmen getroffen:

- der Boden ist homogen und weist überall die gleichen physikalischen Eigenschaften auf
- der Ausgangswassergehalt des Bodens ist über das gesamte betrachtete Bodenvolumen konstant
- der eingemischte Branntkalk ist über das gesamte Volumen gleichmäßig verteilt
- bei dem betrachteten Bodenkörper handelt es sich um ein adiabatisches System, d. h. ein Wärmeaustausch mit der Umgebung findet nicht statt und die gesamte zugeführte Wärmeenergie verbleibt im stabilisierten Boden
- eine Änderung der thermischen Eigenschaften der Bodenkomponenten (Luft, Wasser, Feststoffe) infolge der Temperaturerhöhung bleibt unberücksichtigt (quasistationärer Vorgang)

Die Erhöhung der Temperatur lässt sich dann mit (7.29), (7.30) und (7.12) unter Verwendung der nachfolgenden Beziehungen berechnen:

$$\Delta T [K] = \frac{1000 \cdot 1,154 \cdot BKZ \cdot \rho_d}{(1 - n_{S\ddot{a}ule}) \cdot C_{s,S\ddot{a}ule} + n_{w,S\ddot{a}ule} \cdot C_w} \quad (7.33)$$

Die Temperaturerhöhung des Bodens lässt sich in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk sowie der Trockendichte und des Sättigungsgrades des unbehandelten Bodens dann wie in Abbildung 7.15, hier repräsentativ für einen Boden mit einer Ausgangstrockendichte  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ , darstellen:

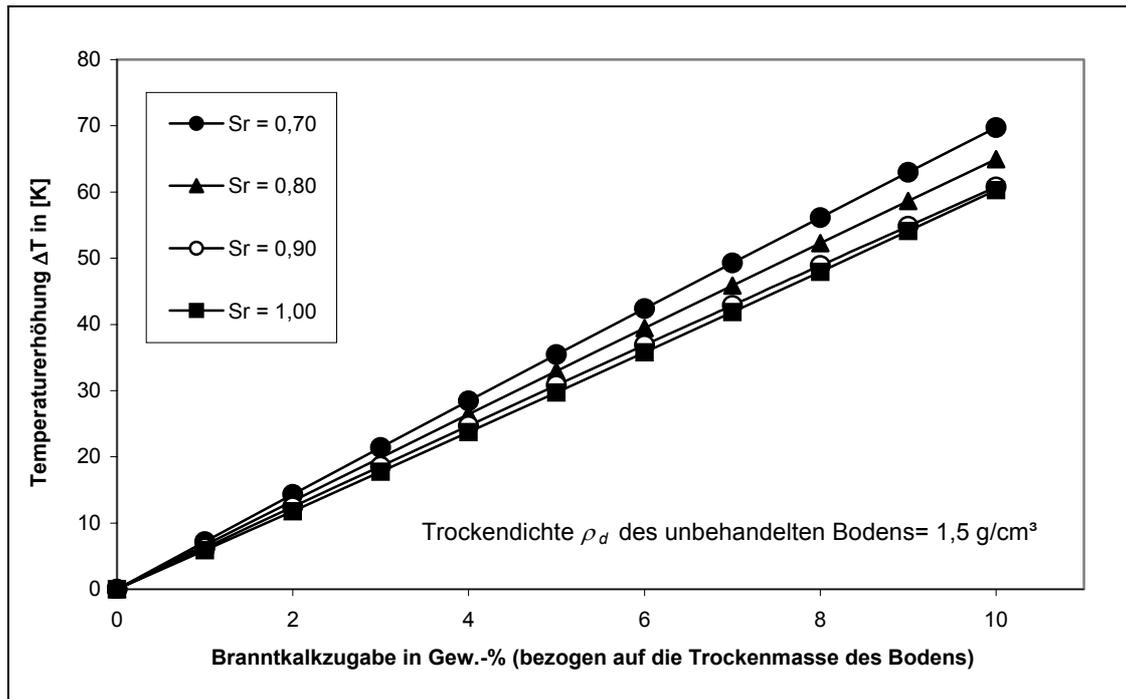


Abb. 7.15 Temperaturerhöhung des Kalkhydrat-Boden-Gemisches in Abhängigkeit vom Sättigungsgrad des unbehandelten Bodens und der Zugabemenge an Branntkalk

### 7.2.3 Dauer des Ablöschvorganges (Reaktionsgeschwindigkeit)

Die Änderung der Konzentrationen ( $\Delta c$ ) der beteiligten Stoffe innerhalb einer Zeitspanne ( $\Delta t$ ) beim Ablauf einer chemischen Reaktion wird durch die mittlere Reaktionsgeschwindigkeit  $RG$  beschrieben:

$$RG = \frac{\Delta c_{\text{Produkte}}}{\Delta t} = \frac{\Delta c_{\text{Edukte}}}{\Delta t} \quad (7.34)$$

Die momentane Reaktionsgeschwindigkeit zur Zeit  $t$  wird durch den nachfolgenden Differentialquotienten gegeben:

$$RG = \frac{dc_{\text{Produkte}}}{dt} = \frac{dc_{\text{Edukte}}}{dt} \quad (7.35)$$

Das Zeitgesetz der Reaktion muss experimentell bestimmt werden.

Die Reaktionsfähigkeit von gemahlene ungelöschten Kalken beim Löschen wird nach der DIN EN 459-2 (2001) durch die Messung der bei ihrer Umsetzung mit Wasser einsetzenden Temperaturerhöhung in Abhängigkeit von der Reaktionsdauer (Nasslöschkurve) ermittelt. Die Versuchsdurchführung ist in der aufgeführten Norm festgelegt. Die gemessenen Temperaturen, in °C, sind in einem Diagramm in Abhängigkeit von der Zeit, in Minuten, aufzuzeichnen. Aus diesen Daten wird die sogenannte Nasslöschkurve erstellt. Es wird dabei angenommen, dass der einhundertprozentige Umsatz des löschraren Kalkes erfolgt ist, wenn die maximale Temperatur  $T'_{max}$  erreicht ist.

Hinsichtlich der Herstellung des Branntkalkes, verbunden mit Auswirkungen auf seine Reaktivität, werden drei Arten unterschieden: Weichbrannt-, Mittelbrannt- und Hartbranntkalk. Der Gefügebau des durch die thermische Zersetzung des Kalksteins entstehenden Branntkalkes hängt weitestgehend von der Brenntemperatur und begrenzt von der Einwirkdauer ab. Die Art der Rohsteine und die Verunreinigungen sind ebenfalls von Bedeutung. Der Brenngrad ist somit eine spezifische Kalkeigenschaft. Nach Schwiete, Berens und Krönert (1968) haben weicher gebrannte Kalke im Vergleich zu den härter gebrannten eine geringere Kristallkorngröße, eine größere spezifische Oberfläche, im allgemeinen ein höheres Gesamtporenvolumen (bei kleineren Abmessungen der einzelnen Poren), eine niedrigere Rohdichte und eine größere Reaktionsfähigkeit.

Die Reaktivität von Weichbranntkalk ist so hoch (Abbildung 7.16), dass eine Eignung für baupraktische Zwecke bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung fraglich ist, da dieser mit dem Wasser eventuell so stark reagiert, dass Verpuffungen durch siedendes Wasser auftreten können (Kuhl, 1999).

Gute Erfahrungen bei der Bodenverbesserung wurden mit mittelhart gebrannten Kalken erzielt (Schaefer Kalk, 2002). Die nachfolgenden Betrachtungen bezüglich des Umsatzes von Branntkalk beim Ablöschvorgang in Abhängigkeit von der Zeit beziehen sich auf mittelhart gebrannten Kalk.

Der vollständige Umsatz des Branntkalkes zu Kalkhydrat und damit verbunden das Erreichen der Maximaltemperatur  $T'_{max}$  erfolgt gemäß Abbildung 7.16 nach 24 Minuten bei 73°C.

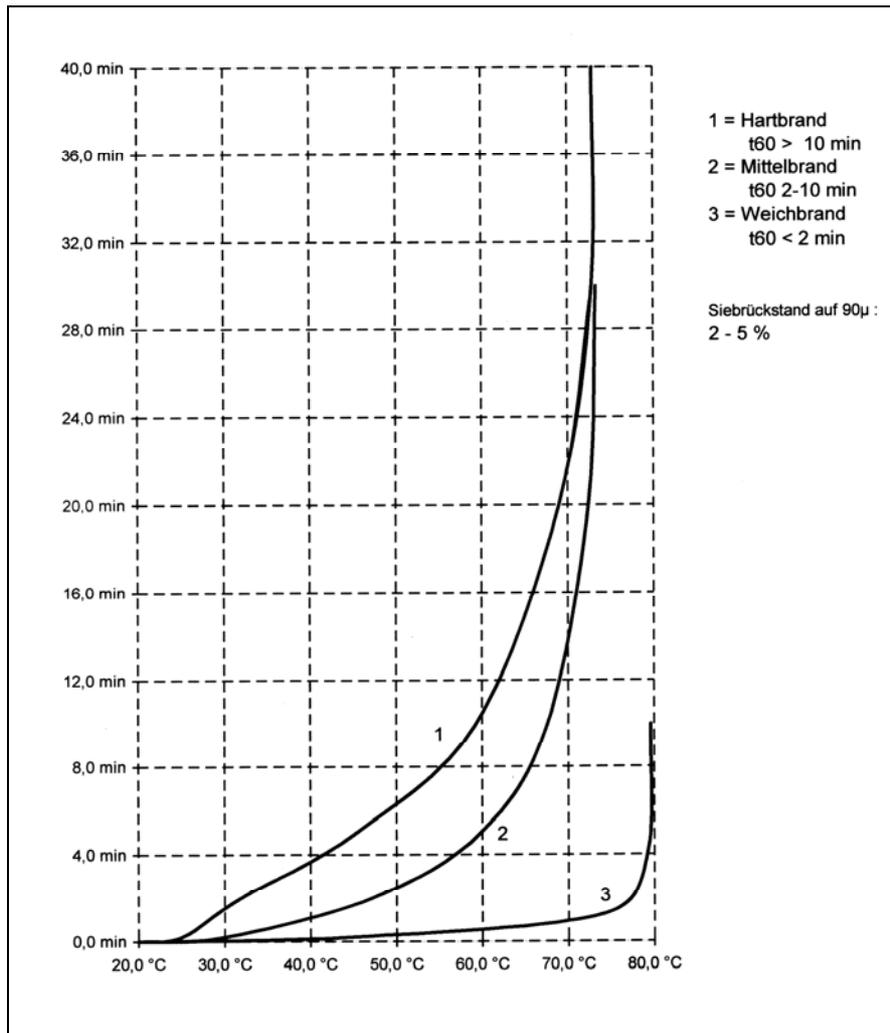


Abb. 7.16 charakteristische Ablöschkurven verschiedener Branntkalkarten  
(Quelle: Fa. Schaefer Kalk)

Die momentane Reaktionsgeschwindigkeit und damit der Umsatz an Branntkalk je Zeiteinheit nimmt mit fortschreitender Reaktionsdauer ab. Der anteilige Umsatz des Branntkalkes in den einzelnen Zeitschritten kann Abbildung 7.17 entnommen werden. Aus der Auswertung geht hervor, dass in der ersten Minute ca. 36 % der gesamten Branntkalkmenge zu Kalkhydrat umgesetzt werden und in den ersten 4 Minuten, diese entsprechen dem sechsten Teil der Reaktionsdauer, bereits 70 %.

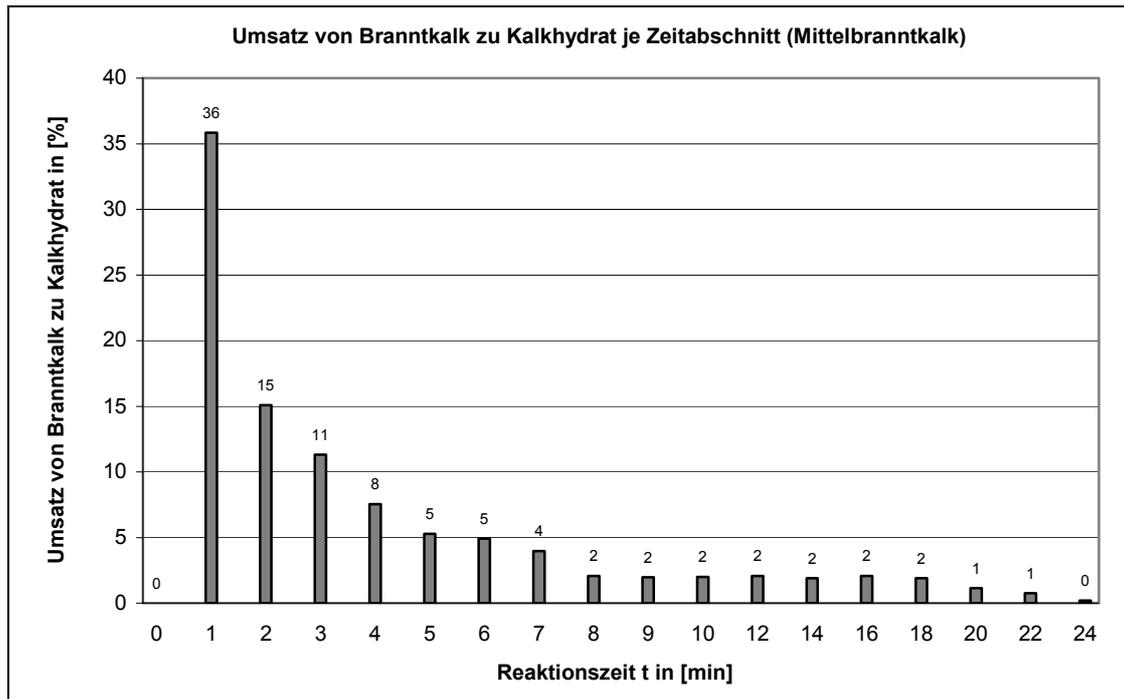


Abb. 7.17 Umsatz des Branntkalkes zu Kalkhydrat je Zeitabschnitt in Abhängigkeit des Reaktionsfortschrittes

### 7.3 Berechnung der Temperaturverteilung im Boden

#### 7.3.1 Grundlagen

Im dreidimensionalen Fall lässt sich die Änderung der Enthalpie in einem betrachteten Volumen durch die Unterschiede der im Zeitelement  $dt$  in  $x$ -,  $y$ - und  $z$ -Richtung ein- und auströmenden Wärmemengen mittels der nachfolgenden, auf der Fourier-Gleichung beruhenden Differentialgleichung beschreiben (Grigull und Sandner 1990):

$$\rho \cdot c \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \cdot \left( \lambda \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \cdot \left( \lambda \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \cdot \left( \lambda \cdot \frac{\partial \vartheta}{\partial z} \right) = \text{div} (\lambda \cdot \text{grad } \vartheta) \quad (7.36)$$

Ist die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  orts- und temperaturunabhängig, lässt sich die Gleichung (7.36) in der nachfolgenden Form darstellen, mit  $\Delta$  als Laplace-Operator und der Temperaturleitfähigkeit  $a$  gemäß Gleichung (4.16) bzw. (7.25):

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \cdot \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) = a \cdot \Delta \vartheta \quad (7.37)$$

Befinden sich im betrachteten Volumen Wärmequellen mit der Leistungsdichte  $W$  (SI-Einheit  $W/m^3$ ), werden diese zur rechten Seite von Gleichung (7.37) addiert. Im Falle von Wärmesenken wird  $W$  negativ. Die Leistungsdichte  $W(x, y, z, t)$  wird im vorliegenden Fall durch die chemische Reaktion beim Ablöschen des Branntkalkes erzeugt.

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial t} = a \cdot \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right) + \frac{W}{\rho \cdot c} = a \cdot \Delta \vartheta + \frac{W}{\rho \cdot c} \quad (7.38)$$

Mit Hilfe der Differentialgleichung (7.37) ohne Wärmequellen oder der Differentialgleichung (7.38) mit Wärmequellen lässt sich die Temperaturverteilung  $\vartheta(x, y, z, t)$  in einem betrachteten Volumen berechnen, sofern an den Grenzen dieses vierdimensionalen Raum- und Zeitkontinuums Anfangs- und Randbedingungen vorgegeben werden, im Falle von Gleichung (7.38) auch die räumliche und zeitliche Verteilung der Leistungsdichte  $W$ .

### 7.3.2 Anfangs- und Randbedingungen

Nachfolgend werden die Anfangs- und Randbedingungen zur Berechnung der zeitabhängigen Temperaturverteilung im Boden bei der Herstellung der Kalk-Boden-Säulen beschrieben.

Anfangs- und Randbedingungen, die zur Berechnung der Temperaturverteilung im Boden bestimmt oder festgelegt werden müssen, sind die Eingangstemperatur des Bodens im zu stabilisierenden Tiefenbereich, die Temperatur der Bodenoberfläche, die räumliche Verteilung der Wärmequelle und die zeitliche Verteilung der Leistungsdichte.

### 7.3.2.1 Temperatur der Bodenoberfläche

Die Temperatur der Bodenoberfläche wird durch die Außenlufttemperatur, die Sonneneinstrahlung und die Wärmeabstrahlung der Erdoberfläche bestimmt. Diese Größen werden wiederum durch die Lage, und damit verbunden durch Kriterien wie Windschutz oder Beschattung, sowie die Oberflächenbeschaffenheit (z. B. Vegetation) bestimmt.

Deshalb werden für verschiedene Regionen nur Mittelwerte angegeben, welche wiederum in die tageszeitlichen und jahreszeitlichen Temperaturverläufe unterschieden werden.

Da die nachfolgenden Berechnungen eine Näherung der wirklichen Verhältnisse darstellen und sich die Temperaturschwankungen der Außenluft wegen der großen Wärmespeicherfähigkeit des Boden nur sehr langsam auswirken, wird auf die Berücksichtigung tageszeitlicher Schwankungen im Temperaturverlauf verzichtet. Der Einfluss der tageszeitlichen Schwankungen reicht von der Bodenoberfläche bis in etwa 50 cm Tiefe (Dahlem 2000) und hat somit nur einen geringen Einfluss auf die hier betrachtete tiefgründige Bodenstabilisierung.

Grundlage der Berechnungen bilden die Monatsmittel. Nach Geiger (1961) beträgt die Temperatur der Erdbodenoberfläche im Mittel etwa 1 Kelvin mehr als die Lufttemperatur. Diese Aussage wird durch Auswertungen der vom Deutschen Wetterdienst zur Verfügung gestellten Daten bestätigt (Dahlem 2000).

Ausgangspunkt für die folgenden Betrachtungen der Oberflächentemperatur des Erdbodens und darauf basierend auch des tieferen Erdreiches sind somit die Lufttemperaturdaten des Deutschen Wetterdienstes. Letztere können für verschiedene Messstationen in Deutschland in tabellarischer Form über das Internet bezogen werden (DWD 2002). Bezugswerte sind hierbei die Monatswerte für das Mittel der Temperatur in 2 m Höhe über dem Erdboden (TMM). Abbildung 7.18 zeigt die Ganglinie der Monatswerte der Lufttemperatur (TMM) der Messstelle Düsseldorf des Deutschen Wetterdienstes von Januar 1998 bis Dezember 2001, Abbildung 7.19 die der Messstelle Dresden für den gleichen Zeitraum.

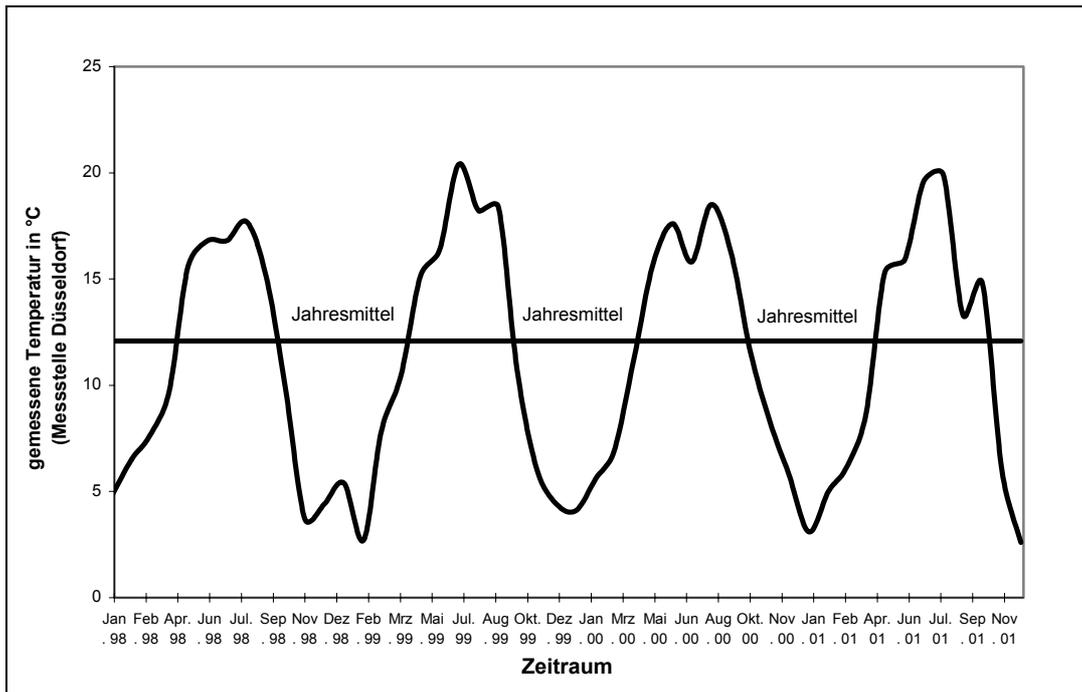


Abb. 7.18 Monatsmittel der Temperatur 2 m über dem Erdboden (TMM) der Messstelle Düsseldorf des Deutschen Wetterdienstes (Januar 1998 bis Dezember 2001)

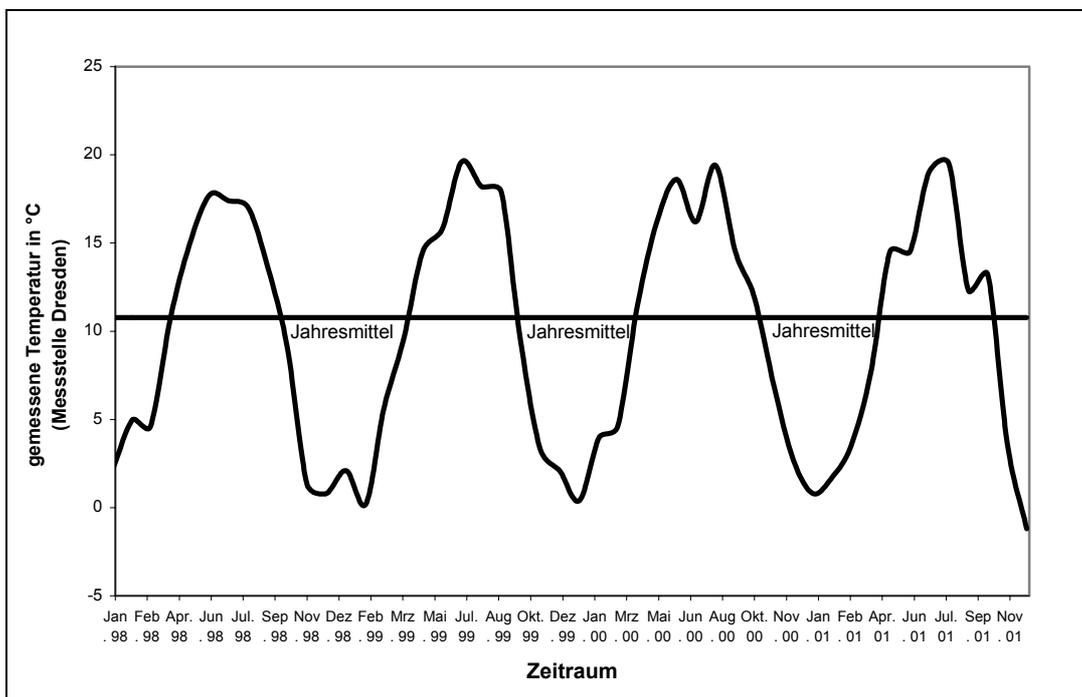


Abb. 7.19 Monatsmittel der Temperatur 2 m über dem Erdboden (TMM) der Messstelle Dresden des Deutschen Wetterdienstes (Januar 1998 bis Dezember 2001)

Als Datenquelle zur Gewinnung der monatlichen Lufttemperaturdaten und daraus abgeleitet der Temperaturen der Bodenoberflächen wurden eine Messstation im Einflussbereich des

atlantischen Klimas (Düsseldorf) und eine Station im Einflussbereich des kontinentalen Klimas (Dresden) ausgewählt. Aufgrund der jährlichen Schwankungen der Monatswerte ist es sinnvoll, auf die Ergebnisse langjähriger Messreihen zurückzugreifen. Diese liefern die Normwerte des Deutschen Wetterdienstes (DWD). Es können 4 Klimadaten, darunter das Mittel der Monats- bzw. der Jahreswerte TMM, von verschiedenen Stationen aus Deutschland für die Normalperiode von 1961 bis 1990 abgerufen werden. Die Normalwerte werden zunächst aus den maximal 30 Monatswerten der 30-jährigen Normalperiode berechnet. Die Vergleichbarkeit der Werte wird durch die Homogenisierung der Zeitreihen und Reduktion fehlender Jahre gewährleistet (Quelle: Deutscher Wetterdienst).

Der Verlauf der Normalwerte lässt sich sehr gut durch eine Sinuskurve annähern. Die Sinuskurve wird nach der folgenden Gleichung berechnet:

$$\mathcal{G}_{O,B}(t) = \mathcal{G}_0 + \mathcal{G}_1 \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{t_0} \cdot t + \varphi\right) \quad (7.39)$$

wobei:  $\frac{2\pi}{t_0} = \omega =$  Schwingungsfrequenz

$t_0 =$  Periode der Sinusschwingung (hier:  $t_0 = 12$  Monate)

$\mathcal{G}_0 =$  Jahresmittel der Oberflächentemperatur des Erdbodens

$\mathcal{G}_1 =$  Amplitude der Oberflächentemperatur des Bodens, d. h. ihre größte Auslenkung

$\frac{\varphi}{\omega} =$  Phasenverschiebung gegenüber dem Jahresanfang mit dem Anfangswinkel  $\varphi \neq 0$

(hier:  $\varphi = -\frac{2\pi}{3}$ )

Alternativ lässt sich die Sinusschwingung auch in der Form darstellen:

$$\mathcal{G}_{O,B}(t) = \mathcal{G}_0 + a \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{t_0} \cdot t\right) + b \cdot \sin\left(\frac{2\pi}{t_0} \cdot t\right) \quad (7.40)$$

wobei:  $\mathcal{G}_1 = \sqrt{a^2 + b^2}$

$$\tan\varphi = \frac{b}{a}$$

Abbildung 7.20 zeigt den durch eine Sinuskurve angenäherten Gang der Normalwerte der Oberflächentemperatur des Bodens, abgeleitet aus den Werten der Lufttemperatur der Station Düsseldorf. Abbildung 7.21 zeigt den aus den Temperaturen der Messstelle Dresden abgeleiteten Gang. Es ist ersichtlich, dass kaum ein Unterschied zwischen den dargestellten gemessenen Werten der Monatsmittel und der Näherung durch die Sinuskurve festzustellen ist.

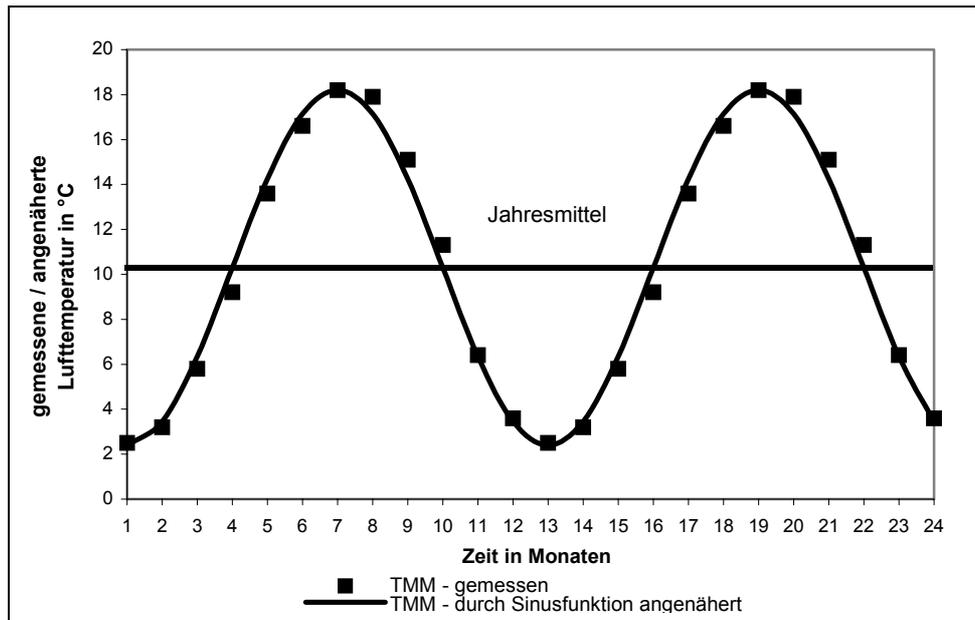


Abb. 7.20 angenäherte Normalwerte der mittleren Lufttemperatur 2 m über dem Erdboden (TMM) aus einem 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Düsseldorf des DWD

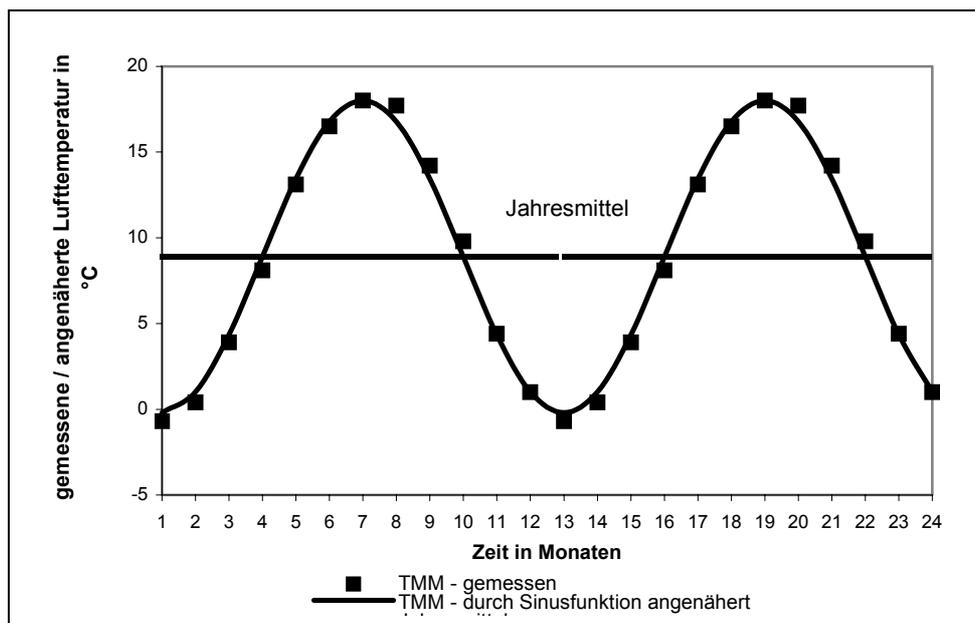


Abb. 7.21 angenäherte Normalwerte der mittleren Lufttemperatur 2 m über dem Erdboden (TMM) aus einem 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Dresden des DWD

Durch Integration der Sinusfunktion ober- bzw. unterhalb des Jahresmittels und anschließender Mittelung über den Integrationszeitraum lassen sich die Temperaturerhöhungen oder Erniedrigungen im Sommer- bzw. Winterhalbjahr gegenüber dem Jahresmittel ermitteln.

Für die Messstelle Düsseldorf ergibt sich so von Mai bis Oktober eine mittlere Temperatur der Bodenoberfläche von 15 °C, von November bis April von 5 °C. Für Dresden lauten die entsprechenden Werte 16 °C und 4 °C.

### 7.3.2.2 Temperatur im ungestörten Boden

Die Temperatur im ungestörten Boden wird durch die Außenlufttemperatur, die die Temperatur der Bodenoberfläche bestimmt, und die Temperatur im Erdinneren beeinflusst. Als ungestörter Boden wird hierbei der Boden frei von anthropogenen Einflüssen, wie Bebauung, angesehen.

Der Einfluss der Außenlufttemperatur auf die Temperatur der Bodenoberfläche wurde im vorangegangenen Abschnitt behandelt. Die Temperaturerhöhung mit zunehmender Tiefe infolge der Temperatur im Erdinneren wird als geothermischer Gradient bezeichnet und bewegt sich zwischen 1,8 und 3,6 Kelvin je 100 m Tiefenstufe (Heath 1988). Als Faustformel gilt der Wert von einem Kelvin pro 33 m Tiefenstufe (Mathess 1983). Aus diesen Angaben wird bereits ersichtlich, dass der geothermische Gradient für den Tiefenbereich der Bodenstabilisierung, wie auch für das Bauwesen allgemein, einen geringfügigen Einfluss hat.

Zur Berechnung der Temperatur im ungestörten Erdreich in Abhängigkeit der Zeit und der Tiefe kann der Boden als großer Festkörperblock angesehen werden.

Die Temperatur des Bodens in der Tiefe  $z$  und in Abhängigkeit der Zeit  $t$  lässt sich unter Einbeziehung des geothermischen Gradienten mit Hilfe der allgemeinen Gleichung für den halbunendlichen Raum gemäß der nachstehenden Formel berechnen (Dahlem 2000):

$$\vartheta_B(z,t) = \vartheta_0 + G \cdot z \cdot \vartheta_1 \cdot e^{-z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a \cdot t_0}}} \cdot \cos \left( z \cdot \sqrt{\frac{\pi}{a \cdot t_0}} - \frac{t}{t_0} \right) \quad (7.41)$$

wobei:  $\mathcal{G}_B(z, t)$  = Bodentemperatur in der Tiefe  $z$  zum Zeitpunkt  $t$  in [°C]

$z$  = Tiefe ab Geländeoberkante (GOK)

$t$  = betrachteter Zeitpunkt in Monaten

$G$  = geothermischer Gradient in [K/m]

$t_0$  = Periode der Sinusschwingung (hier:  $t_0 = 12$  Monate)

$\mathcal{G}_0$  = Jahresmittel der Oberflächentemperatur des Erdbodens in [°C]

$\mathcal{G}_1$  = Amplitude der Oberflächentemperatur des Bodens, größte Auslenkung in [K]

$a$  = Temperaturleitfähigkeit des Bodens =  $\frac{\lambda}{c \cdot \rho}$  in  $\frac{m^2}{\text{Monat}}$

$\lambda$  = Wärmeleitfähigkeit des Bodens in  $\frac{W}{m \cdot K}$

$c$  = spezifische Wärmekapazität des Bodens in  $\frac{J}{g \cdot K}$

$\rho$  = Feuchtdichte des Bodens in  $\frac{g}{cm^3}$

Aus der Beziehung wird ersichtlich, dass die Beeinflussung der tieferen Bodenschichten durch die Oberflächentemperatur im wesentlichen durch die Temperaturleitfähigkeit des Bodens, und damit durch seine Wärmeleitfähigkeit und seine Wärmekapazität, beeinflusst wird. Wie im Abschnitt 4.2 erläutert, werden diese wiederum durch Eigenschaften wie Sättigungsgrad, Porenvolumen und Partikelleitfähigkeit bestimmt. In Abhängigkeit dieser Parameter ergeben sich unterschiedliche Einflusstiefen der Schwingung der Oberflächentemperatur des Bodens. Je nach Bodenart und Eigenschaften beeinflusst die Schwankung der Erdoberflächentemperatur den Temperaturverlauf im Boden bis in Tiefen von 10 bis 25 m. Als Grundlage der Berechnung wurde ein feinkörniger Boden mit  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$  gewählt, woraus sich nach den unter Punkt 3.2 aufgeführten Beziehungen eine Wärmeleitfähigkeit von  $\lambda = 1,26 \text{ W/(m} \cdot \text{K)}$ , eine volumetrische Wärmekapazität von  $C = 2,77 \text{ J/(cm}^3 \cdot \text{K)}$  und eine Wärmeleitfähigkeit von  $a = 0,0045 \text{ cm}^2/\text{s}$  ergeben.

Abbildung 7.22 zeigt den berechneten Temperaturverlauf über die Tiefe  $z$  für verschiedene Monate auf. Die dargestellten Temperaturverläufe decken die Extremwerte der auftretenden Temperaturen ab. Grundlage bilden die Lufttemperaturdaten der Messstelle Düsseldorf und die daraus abgeleiteten Temperaturen der Bodenoberfläche.

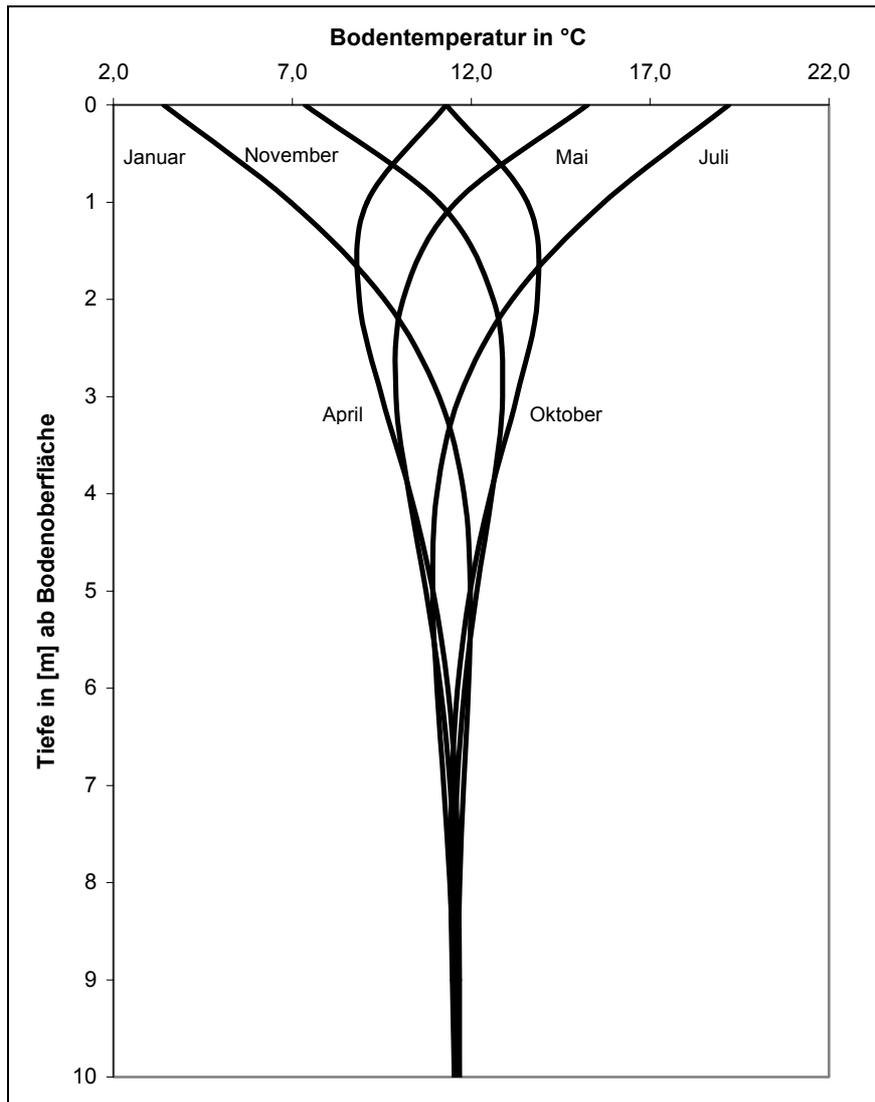


Abb. 7.22 Temperaturverläufe (Extrema) im Boden für einzelne Monate (auf Grundlage der Lufttemperaturen für einen 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Düsseldorf des Deutschen Wetterdienstes)

Abbildung 7.23 zeigt den errechneten Temperaturverlauf auf Grundlage der Lufttemperaturdaten der Messstelle Dresden für die gleichen Bodenparameter.

Ab 3 m Tiefe beträgt die maximale Abweichung der Bodentemperatur vom Jahresmittel der Bodenoberfläche für den gewählten Referenzboden +2 K (Oktober) für die Temperaturdaten der Station Düsseldorf und +2,3 K (Oktober) für die der Station Dresden. Ab 4 m Tiefe beträgt die maximale Abweichung vom Jahresmittel der Bodenoberfläche +1,3 K (November) für die Temperaturdaten der Station Düsseldorf und +1,5 K (November) für die der Station

Dresden. Bei 10 m Tiefe betragen die Abweichungen +0,4 K für beide Bezugsstationen. Dies entspricht annähernd dem Einfluss des geothermischen Gradienten.

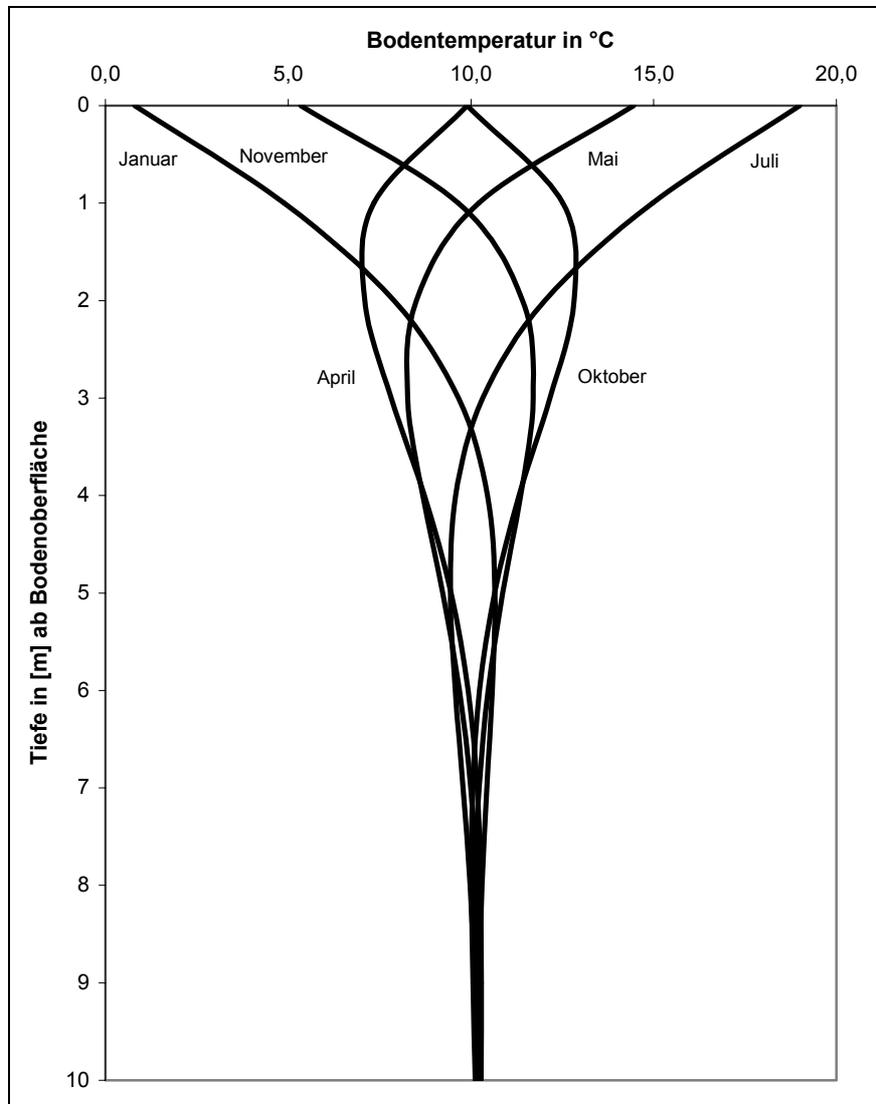


Abb. 7.23 Temperaturverläufe (Extrema) im Boden für einzelne Monate (auf Grundlage der Lufttemperaturen für einen 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Dresden des Deutschen Wetterdienstes)

Die Abbildungen 7.24 und 7.25 zeigen den Jahresgang der Temperaturen im ungestörten Boden für verschiedene Tiefen. Es ist deutlich erkennbar, dass beim vorliegenden Beispiel die Auswirkungen der Schwingung der Oberflächentemperatur ab einer Tiefe von 4 m deutlich abgeschwächt und in 10 m Tiefe praktisch ganz zu vernachlässigen sind. Die größten Auswirkungen der Variation der Oberflächentemperatur sind im Tiefenbereich zwischen 0 und 2 m festzustellen.

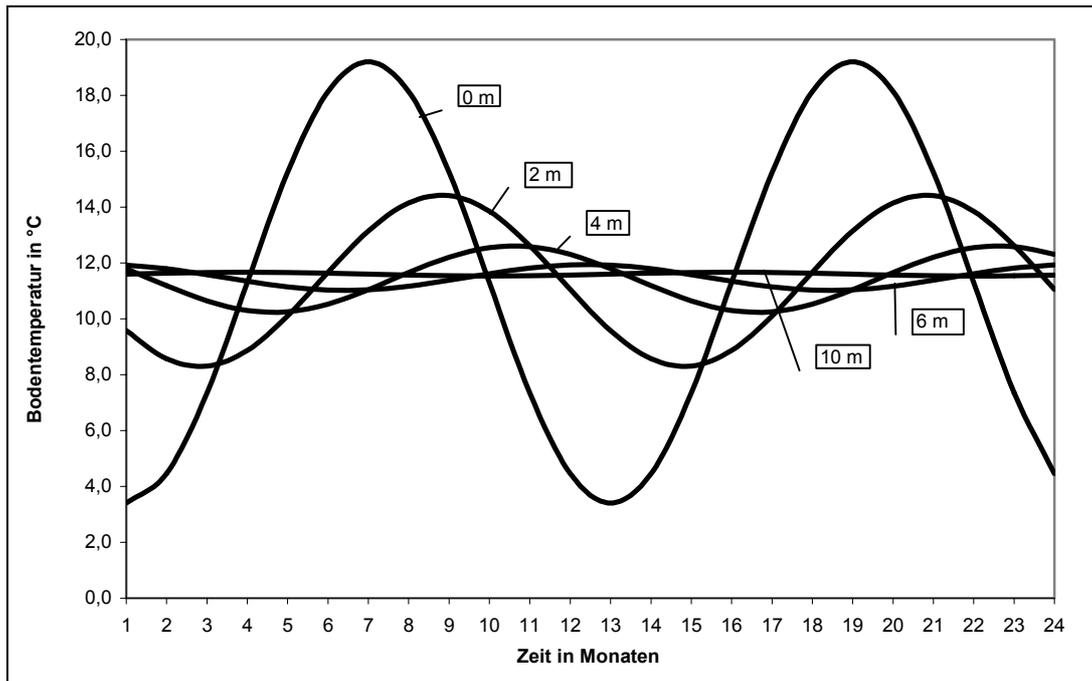


Abb. 7.24 Jahrgang der Temperatur im ungestörten Boden für verschiedene Tiefen (auf Grundlage der Lufttemperaturen für einen 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Düsseldorf des Deutschen Wetterdienstes)

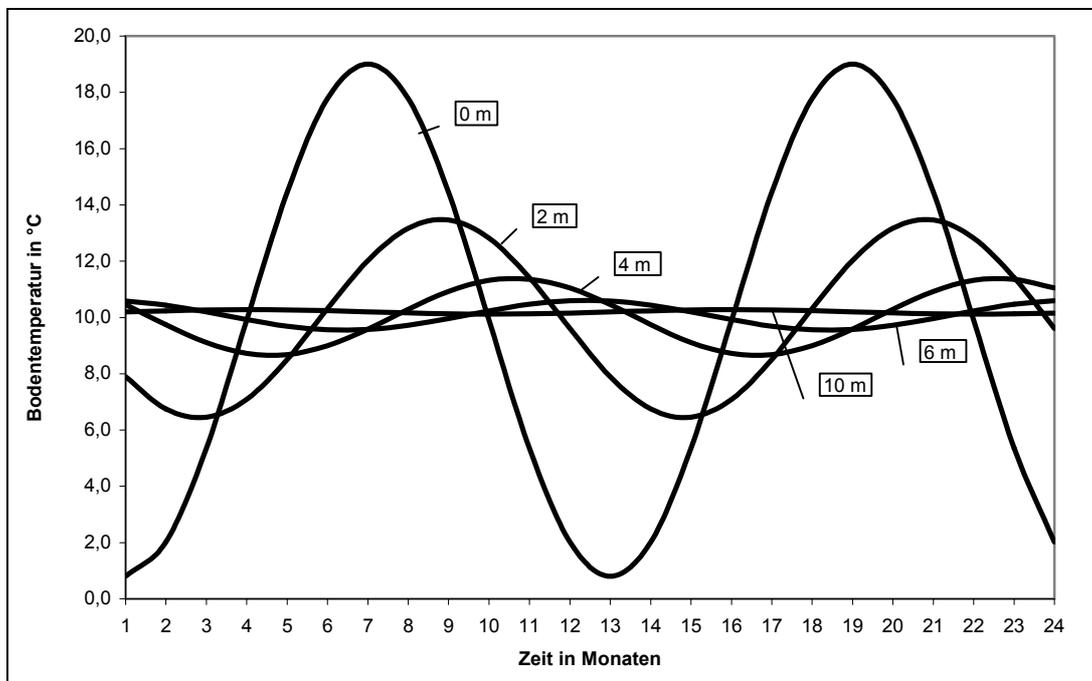


Abb. 7.25 Jahrgang der Temperatur im ungestörten Boden für verschiedene Tiefen (auf Grundlage der Lufttemperaturen für einen 30-jährigen Messzeitraum der Messstelle Dresden des Deutschen Wetterdienstes)

Die Jahresmittel der Bodentemperaturen betragen für die vorgenannten Randbedingungen im Tiefenbereich von 0 bis 10 m 11,5 °C (Düsseldorf) und 10,1 °C (Dresden). Die Temperaturdifferenz zur mittleren Oberflächentemperatur des Bodens ergibt sich hierbei aus dem Einfluss des geothermischen Gradienten.

### 7.3.3 Berechnung der zeitabhängigen Temperaturverteilung im Boden mit numerischen Näherungsverfahren (Finite-Elemente-Methode)

#### 7.3.3.1 Modellierung

Bei dem zu untersuchenden Vorgang, der lokal und zeitlich begrenzten Erwärmung eines Bodenvolumens infolge einer chemischen Reaktion und der anschließenden Abkühlung aufgrund äußerer Temperatureinflüsse, handelt es sich um ein instationäres (transientes) Wärmeübertragungsproblem.

Bei diesem Vorgang ändern sich die Temperaturen im Boden und damit die innere Energie in Abhängigkeit von der Zeit. Eine Energiebilanz muss die von außen zu- oder abgeführten Energien und die innere Energie berücksichtigen. Ziel der Wärmeübertragungsberechnungen ist die Bestimmung der Temperaturen im betrachteten Bodenvolumen in Abhängigkeit von der Zeit. Sie sind die Unbekannten der Berechnungsaufgabe.

Bei den nachfolgenden Wärmeübertragungsberechnungen wird davon ausgegangen, dass die thermischen Eigenschaften der Bodenkomponenten wie Partikelleitfähigkeit und Wärmeleitfähigkeit des Wassers unbeeinflusst von den sich einstellenden Temperaturen bleiben. Diese Annahme ist im Rahmen der zu erwartenden Temperaturspannweite von  $\approx 50$  Kelvin realistisch. Somit läge bezüglich dieser Bodeneigenschaften ein lineares Berechnungsproblem vor. Die selbe Annahme gilt auch für die bei der chemischen Reaktion freigesetzte Wärmeenergie. Eine Ausnahme hiervon stellt die Sättigung des Bodens und ihr Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit und Wärmekapazität des Bodengefüges dar. Hier müssen etwaige Auswirkungen der sich zeitlich einstellenden Temperaturverteilungen auf die Sättigung des Bodengefüges nach vorangegangenen linearen Berechnungen untersucht und ihr Einfluss auf die Temperaturleitfähigkeit der Böden berücksichtigt werden.

Gegebenenfalls sind erneute Berechnungen zur Temperaturverteilung in Abhängigkeit der sich ändernden Sättigung vorzunehmen. In diesem Fall ist die Wärmeleitfähigkeit des Bodens eine Funktion der Temperatur und die Berechnungsaufgabe ein nichtlineares Problem.

Die nachfolgenden Temperaturfeldberechnungen werden unter Annahme zeitlich unveränderlicher Temperaturleitfähigkeiten durchgeführt. Die Auswirkungen der Sättigungsänderungen auf die Temperaturfeldberechnungen werden im Kapitel 9 diskutiert und gewertet.

Wie in Abschnitt 4.1 erläutert, handelt es sich bei den zu untersuchenden Temperaturfeldberechnungen in feinkörnigen Böden vorrangig um einen Wärmeübertragungsvorgang durch Wärmeleitung. Zur Lösung der in (7.36) aufgeführten Differentialgleichung der Wärmeleitung bietet sich die Finite-Elemente-Methode (FEM) an, mit deren Hilfe das Differentialgleichungsproblem in ein algebraisches Gleichungssystem überführt wird. Die Temperaturverteilung wird mittels bereichsweiser angewandter numerischer Verfahren berechnet.

Für die Berechnung instationärer, zeitabhängiger Aufgaben ergibt sich dann in Matrixschreibweise die folgende Beziehung (Groth und Müller 2000):

$$[C] \cdot \{\dot{T}\} + [k_{th}] \cdot \{T\} = -\{Q\} \quad (7.42)$$

mit:  $\{\dot{T}\}$  = Vektor der 1. zeitlichen Ableitung der Temperaturen

$\{T\}$  = Vektor der Temperaturen

$[C]$  = Matrix der Wärmekapazität

$[k_{th}]$  = Matrix der Wärmeleitfähigkeit

$\{Q\}$  = Vektor der von außen zu- oder abgeführten Wärmeströme

Die instationären Temperaturfelder infolge der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk werden mit Hilfe des Finite-Elemente-Methode Programms ANSYS® 6.1 berechnet, welches die Behandlung stationärer und instationärer sowie linearer und nichtlinearer Temperaturfeldaufgaben ermöglicht. Zur Modellierung des Systems werden Volumenelemente des Typs SOLID70 mit 3-dimensionalen Wärmeleitungseigenschaften benutzt. Zudem verfügen die Elemente über die Option, innere Lasten an allen Knoten zu erzeugen (Wärmeerzeugungsrates HGEN). Weitere Angaben können Groth und Müller (2000) entnommen werden.

### 7.3.3.2 Nachrechnung eines Feldversuches

Nachfolgend werden die Ergebnisse eines Feldversuches des Schwedischen Geotechnischen Institutes (SGI) zur Überprüfung der Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens und der gemäß der Abschnitte 4.2 und 7.1 ermittelten thermischen Eigenschaften der Böden bzw. der Bindemittel-Boden-Gemische herangezogen.

Bei dem Feldversuch wurden Bindemittel-Boden-Säulen in Gruppenanordnung und als Einzelsäule hergestellt, wobei als Bindemittel Branntkalk, Mischbinder (Zement-Branntkalk-Gemisch mit einem Mischungsverhältnis von 75/25) und Zement zum Einsatz kamen (Åhnberg/Ljungkrantz 1995).

Im Rahmen des Feldversuches wurden auch die entstehenden Temperaturen im Säulenzentrum einzeln eingebrachter Bindemittel-Boden-Säulen als auch von Bindemittel-Boden-Säulen, die von anderen Säulen umschlossen waren, gemessen. Der Säulendurchmesser betrug jeweils 60 cm, die Länge der für Temperaturmessungen vorgesehenen Säulen betrug 14 m, die der übrigen Säulen 12 m. Der Achsabstand der in Gruppen angeordneten Säulen betrug 1,2 m. Die Messungen fanden in 9 m Tiefe statt.

Bei dem in dem betreffenden Tiefenbereich anstehenden Boden handelte es sich um einen gesättigten Seeton mit den in Tabelle 7.2 aufgeführten Eigenschaften. Der Boden weist eine hohe Sensitivität ( $\geq 18$ ) auf, eine Eigenschaft mariner Sedimente, bei denen nachträglich Salze aus dem Porenwasser ausgewaschen wurden (von Soos 1996).

Tab. 7.1 Eigenschaften des Mellösa – Tonbodens (Quelle: Åhnberg/Ljungkrantz 1995)

Tonanteil in [%]	Feuchtdichte $\rho$ in [g/cm <sup>3</sup> ]	Trockendichte $\rho_d$ in [g/cm <sup>3</sup> ]	Wassergehalt $w_n$ in [%]	Fließgrenze $w_L$ in [%]
65	1,55	0,87	78	70
Sättigungsgrad $S_r$ in [%]	undränirte Kohäsion $\tau_{fu}$ in [kN/m <sup>2</sup> ]	organische Bestandteile in [%]	BET - Oberfläche in [m <sup>2</sup> /kg]	dominierendes Tonmineral
100	15	1,3	29600	Illit

Die zugesetzte Menge an Bindemittel betrug 25 kg/Säulenmeter. Dies entspricht exakt einer Zugabemenge von 10 % Branntkalk, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens. Die Ausgangstemperatur des Bodens im Messbereich betrug zwischen 7 °C und 8 °C.

Die Skizze zur Versuchsanordnung kann Abbildung 7.26 entnommen werden.

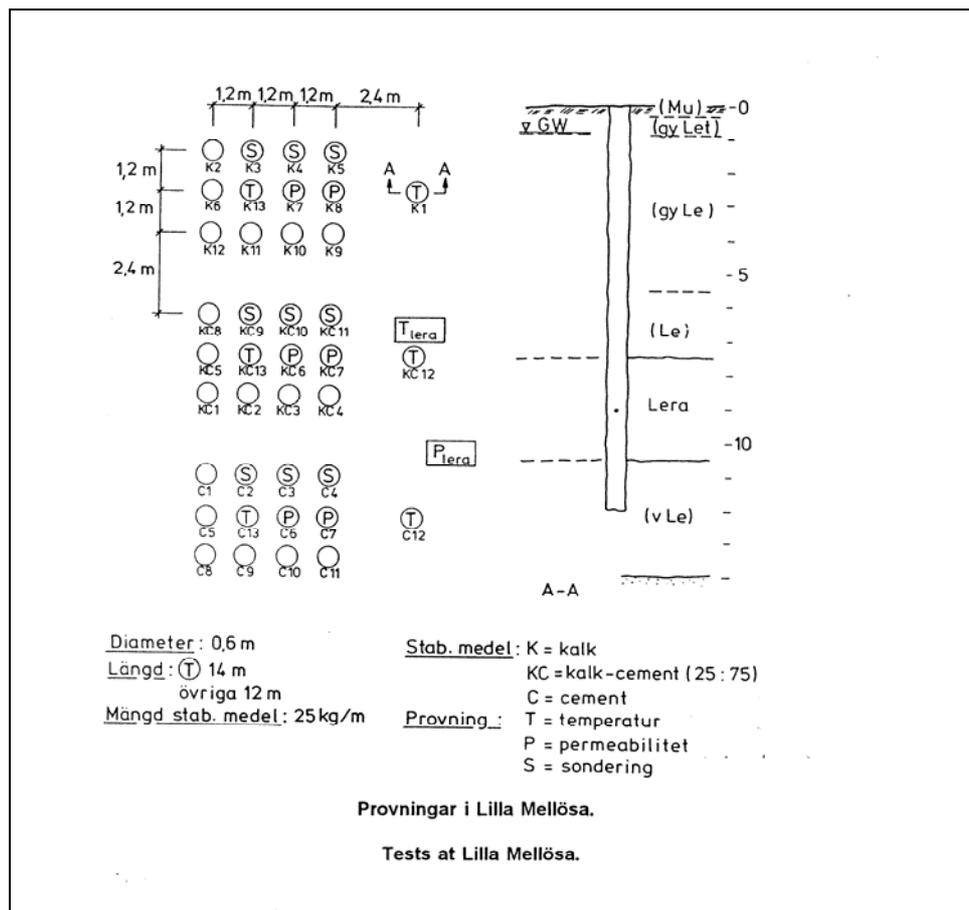


Abb. 7.26 Skizze zur Anordnung und den Abmessungen der Bindemittel-Boden-Säulen im Feldversuch in Lilla Mellösa (Schweden) bei dem Temperaturmessungen vorgenommen wurden. (Quelle: Åhnberg/Ljungkrantz 1995)

Gemäß den Ausführungen in den Abschnitten 4.2 und 7.1 ergeben sich dann die in der Abbildung 7.27 dargestellten thermischen Eigenschaften für den unbehandelten Boden und das Bindemittel-Boden-Gemisch. Aufgrund des hohen Wassergehaltes und der geringen Trockendichte weist der Mellösa-Tonboden eine hohe Wärmekapazität und eine geringe Wärmeleitfähigkeit auf, was zu einer geringen Temperaturleitfähigkeit führt. Die Abbildung 7.28 zeigt die Temperaturleitfähigkeit des Mellösa – Tonbodens im Vergleich zu einem Boden mit annähernd doppelter Trockendichte und gleichem Sättigungsgrad.

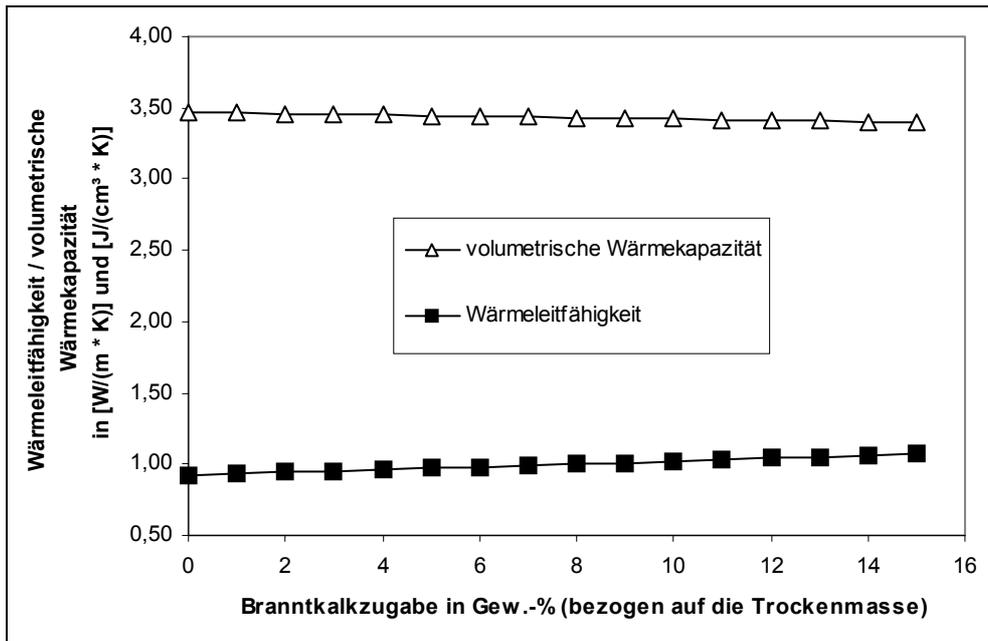


Abb. 7.27 thermische Eigenschaften des Mellösa – Tonbodens in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk gemäß den Ausführungen in den Abschnitten 4.2 und 7.1

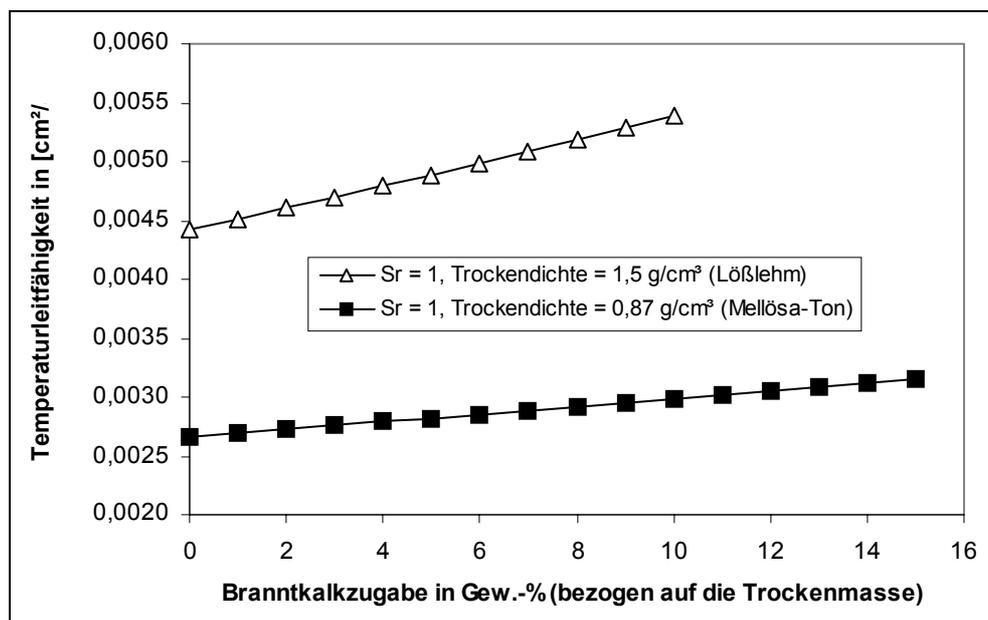


Abb. 7.28 Temperaturleitfähigkeit des Mellösa – Tonbodens im Vergleich

Berechnet man die aus der freigesetzten Reaktionswärme resultierende Temperaturerhöhung des Bindemittel-Boden-Gemisch entsprechend der unter Punkt 7.2.2 aufgeführten Randbedingungen und Voraussetzungen (adiabatisches System) so erhält man die in Abbildung 7.29 dargestellte maximale Temperaturerhöhung des Mellösa – Tonbodens in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk.

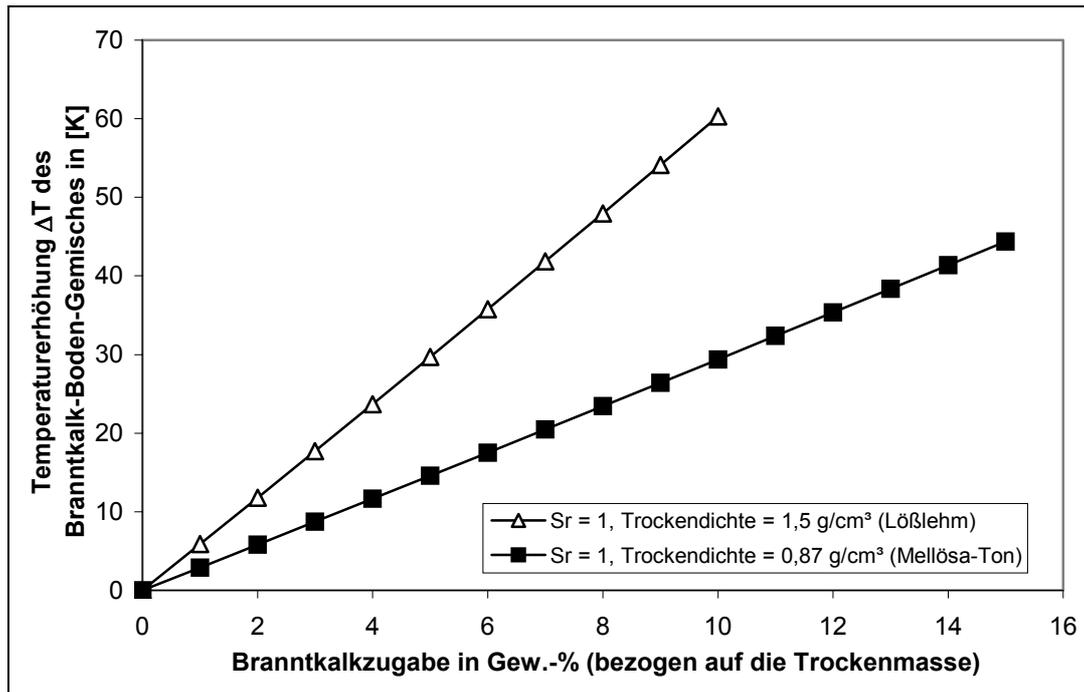


Abb. 7.29 Temperaturerhöhung des Brantkalk-Boden-Gemisches in Abhängigkeit der Zugabe an Brantkalk und der Eigenschaften des unbehandelten Bodens ( $\rho_d$ ,  $S_r$ )

Die Abbildung 7.30 zeigt die Ergebnisse der in Lilla Mellösa durchgeführten Feldmessungen:

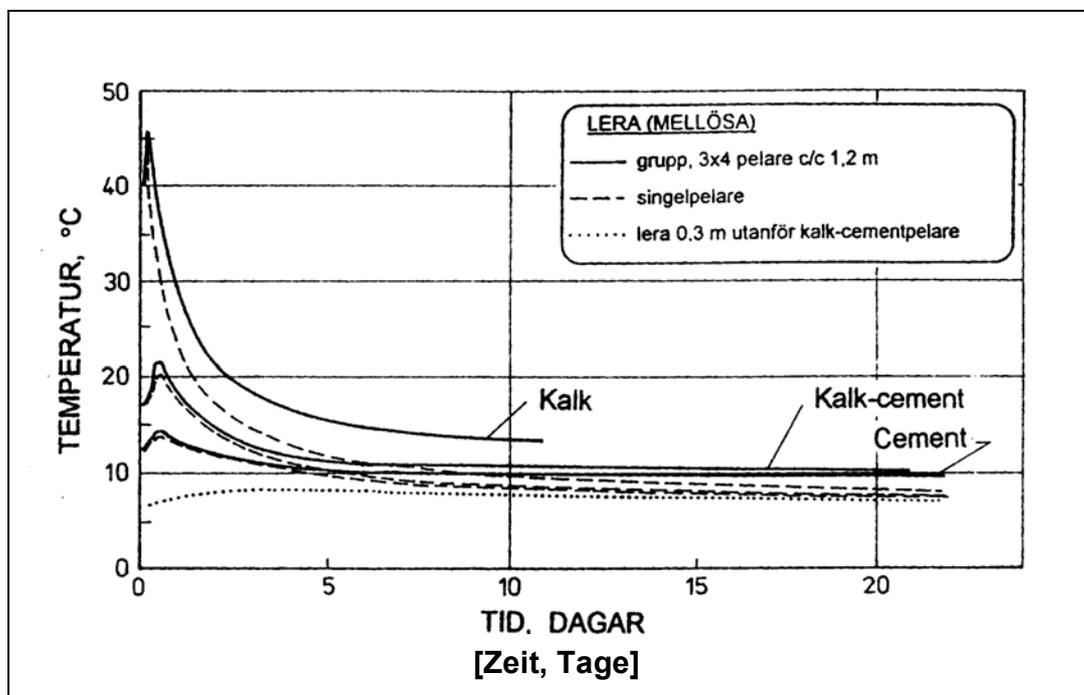


Abb. 7.30 Ergebnisse der Temperaturmessungen im Feldversuch (Åhnberg und Ljungkrantz et al. 1995)

Aus den Temperaturmessungen (Abbildung 7.30) wird deutlich, dass die dem Boden zuge-mischte Menge an Branntkalk nicht gleichmäßig im Säulenquerschnitt verteilt vorlag. Die im Säulenzentrum erreichten Spitzentemperaturen von 43 °C im Fall der Einzelsäule („singelpel-lare“) bis 45 °C bei der Säulengruppe („grupp“) hätten bei einer gleichmäßigen Konzentration des Bindemittels von 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens, nicht erreicht werden können. Bezieht man die Ergebnisse aus Abbildung 7.29 ein und geht von einer Ausgangs-temperatur des Bodens von 7 °C bis 8 °C aus, wäre bei einer homogenen zehnpromzentigen Bindemittelverteilung eine Temperaturerhöhung des Bindemittel-Boden-Gemisches auf ma-ximal 37 °C möglich. Letzteres hat auch nur für ein adiabatisches System (kein Wärmeaus-tausch mit der Umgebung, die gesamte zugeführte Wärmeenergie verbleibt im stabilisierten Bodenvolumen) Gültigkeit.

#### 7.3.3.2.1 Berechnung des zeitabhängigen Temperaturverlaufs im Zentrum der Einzelsäule mit FEM

Die Nachrechnung erfolgt zunächst für die einzelne, freistehende Stabilisierungssäule aus einem Branntkalk-Boden-Gemisch mit einer gleichmäßigen Verteilung des Bindemittels über den gesamten Säulenquerschnitt. Die Zugabemenge an Bindemittel beträgt hierbei 10 %, be-zogen auf die Trockenmasse des Bodens. Das die Säule umgebende Erdreich wird hierbei als Würfel mit einer Kantenlänge von 18 m abgebildet. Homogene Verhältnisse werden voraus-gesetzt. Dem Boden werden die thermischen Eigenschaften des Mellösa – Tonbodens zuge-wiesen. Die thermischen Eigenschaften des Bindemittel-Boden-Gemisches entsprechen den Werten aus Abbildung 7.27. Die Bindemittel-Boden-Säule wird als Zylinder mit einem Durchmesser von 60 cm und einer Länge von 14 m abgebildet (Abbildung 7.31).

Das Finite-Elemente Netz kann mit Hilfe eines in das Programm ANSYS® 6.1 integrierten Netzgenerators kreiert werden, wobei die Elementgrößen und damit die Knotendichten be-reichsweise variiert werden können. Somit kann die Anzahl der Knoten, an denen die Gleich-gewichtsbedingungen formuliert werden, in Bereichen hoher Wärmestromdichtegradienten erhöht und in Bereichen geringer Wärmestromdichtegradienten verringert werden. Dadurch kann die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse zielführend gesteigert bzw. der numerische Aufwand in den für die Aufgabenstellung weniger relevanten Bereichen verringert werden. Im vorliegenden Fall sind die höchsten Wärmestromdichtegradienten in der Stabilisierungs-

säule und ihrem unmittelbaren Umfeld zu erwarten. Daher ist hier die Erschaffung eines engmaschigen Finite-Elemente Netzes sinnvoll, wogegen der Knotenabstand in den von der Erwärmung unbeeinflussten Randbereichen des betrachteten Bodenvolumens vergrößert werden kann (siehe Abbildung 7.32).

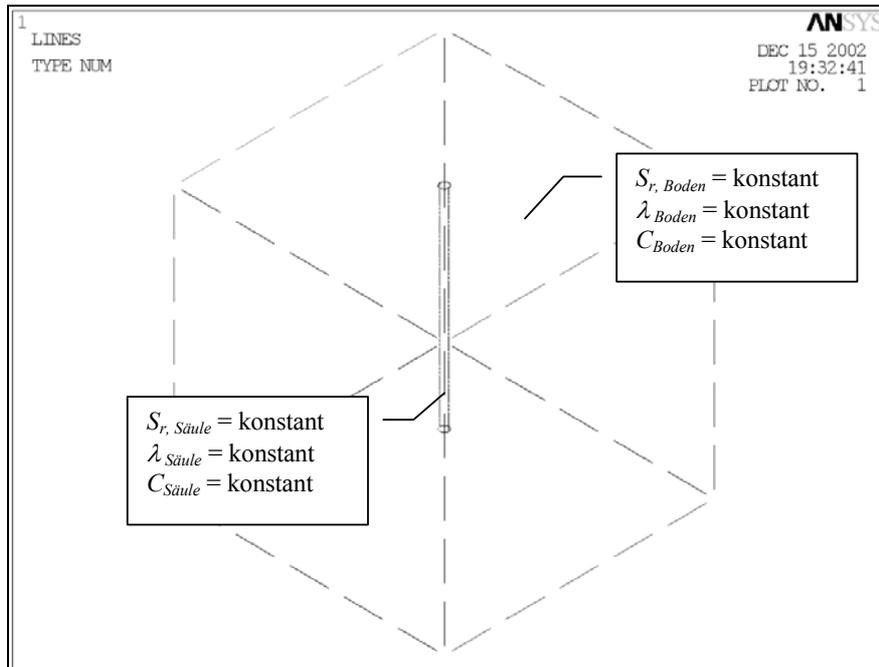


Abb. 7.31 Modell des Bodenblocks mit der einzelnen Branntkalk-Boden-Säule (isometrische Ansicht) und vereinfachten Randbedingungen

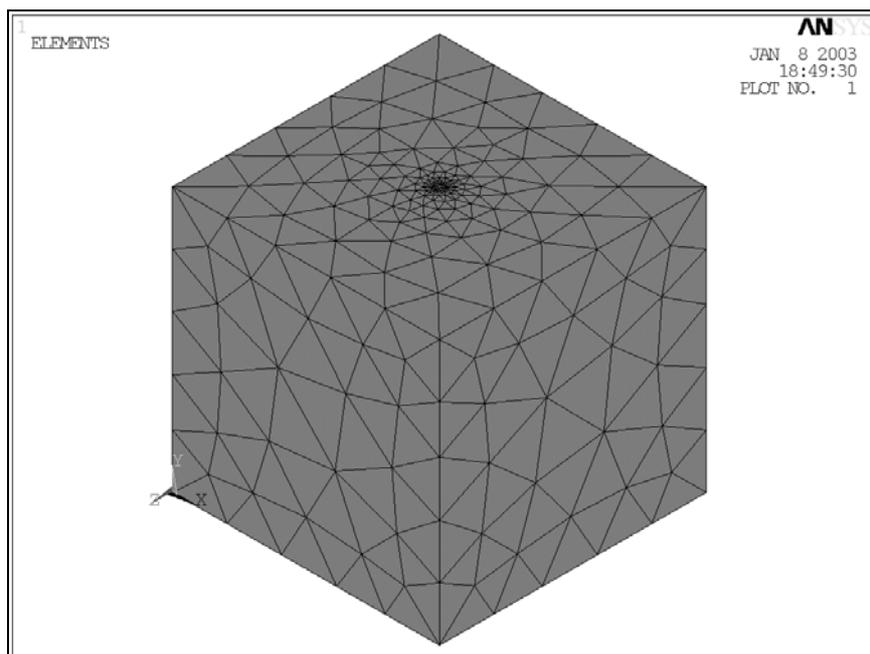


Abb. 7.32 das mit dem Netzgenerator kreierte und für die Berechnung gewählte FE-Netz

Die Eingabe der Belastung in Form der freigesetzten Reaktionswärme (heat generation) erfolgt in Zeitschritten von je 60 Sekunden, gemäß den Ausführungen unter Punkt 7.2.3 und Abbildung 7.33. Dabei werden die Lasten stufenartig aufgebracht, wie in Abbildung 7.17 dargestellt.

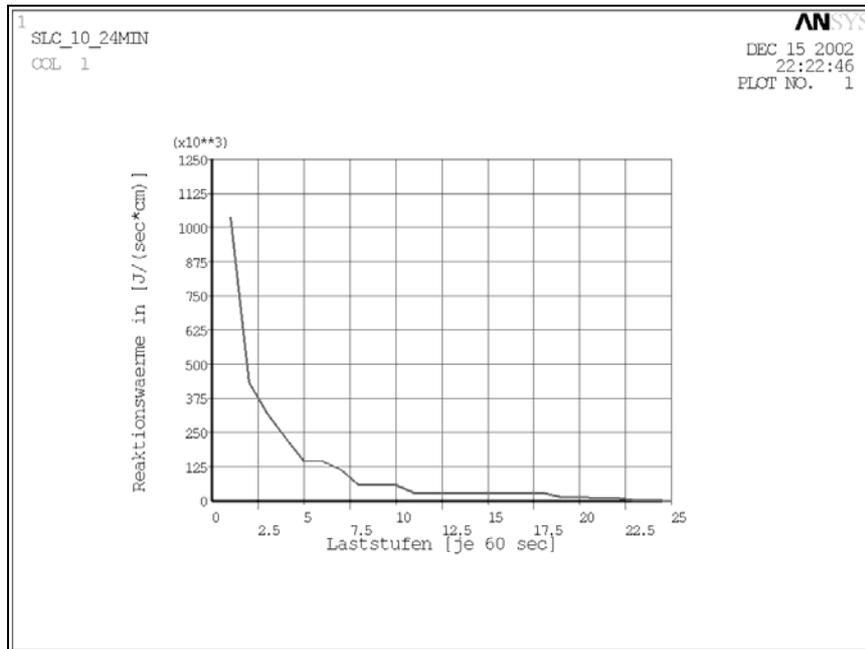


Abb. 7.33 Belastung in Form der freigesetzten Reaktionswärme (heat generation) in  $[J/(sec \cdot m^3)]$

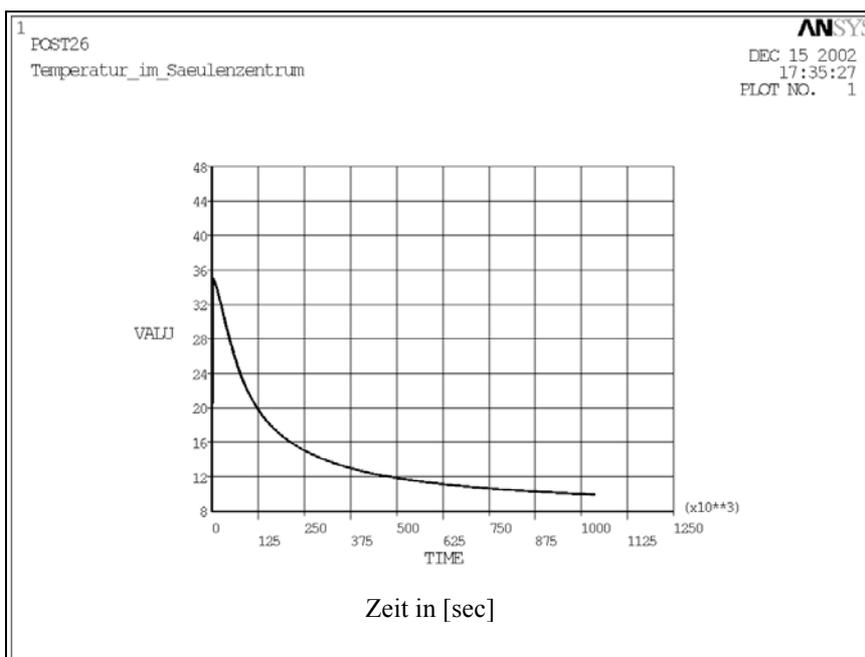


Abb. 7.34 Temperaturverlauf im Säulenzentrum über einen Zeitraum von 12 Tagen

In Abbildung 7.34 ist das Ergebnis der Vergleichsberechnung über einen Zeitraum von 12 Tagen als Plot dargestellt, in Abbildung 7.35 ein Vergleich der berechneten und der gemessenen Werte.

Wie aus der Abbildung 7.35 ersichtlich ist, weichen die berechneten Werte von den gemessenen Werten vorrangig im Bereich der Spitztemperatur ab. Hier beträgt die Abweichung des berechneten Wertes vom gemessenen annähernd 20 %. Der berechnete Maximalwert beträgt 35,1 °C gegenüber einem Messwert von 43,3 °C. Das Berechnungsergebnis bestätigt somit die unter 7.3.3.2 getroffenen Aussagen, wonach bei einer gleichmäßigen Verteilung des Bindemittels mit einer Konzentration von 10 % die erreichbare Maximaltemperatur 37 °C nicht übersteigen kann (Abbildung 7.29).

Der Konzentrationsunterschied in der Bindemittel-Boden-Säule lässt sich durch das unter Punkt 1.3 beschriebene Herstellungsverfahren mit einem Rührwerk erklären, wobei der Brantkalk mittels Druckluft im Zentrum eingblasen und durch drehende Bewegungen des Rührwerkzeuges verteilt wird. Durch die Einleitung des Bindemittels im Säulenzentrum ist eine entsprechend höhere Konzentration an Brantkalk im Säulenkern plausibel. Durch die in den umgebenden Boden abfließende Wärme kommt es zu einer Vergleichmäßigung der Temperaturen im Säulenquerschnitt, was wiederum die deutlich geringeren Abweichungen der berechneten Werte von den gemessenen nach einem Tag erklärt.

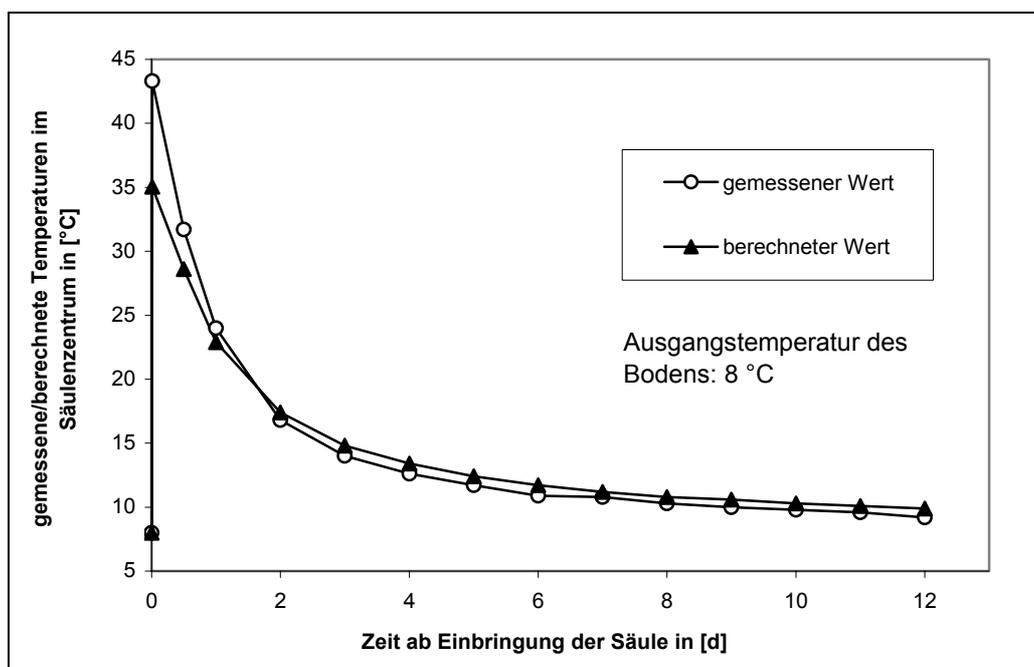


Abb. 7.35 Vergleich der unter Annahme einer gleichmäßigen Brantkalkverteilung berechneten und der im Feldversuch gemessenen Temperaturen im Säulenzentrum

Mit der Zielstellung einer präziseren Abbildung der Eingangsbedingungen bei den Feldversuchen wird nachfolgend ein erneuter Berechnungsgang ausgeführt, wobei eine unterschiedliche Konzentration des Branntkalkes im Säulenquerschnitt nachgestellt wird. Die Querschnittsfläche wird hierbei halbiert und in einen Kernbereich mit einer Bindemittelkonzentration von 13 % und einen Randbereich mit einer Bindemittelkonzentration von 7 % aufgeteilt. Die Gesamtzugabemenge an Branntkalk bleibt hierbei unverändert. Abbildung 7.36 zeigt das zugehörige Modell.

Entsprechend der unterschiedlichen Konzentration des Branntkalkes in dem Kern- und Randbereich der Bindemittel-Boden-Säule ändert sich auch der Betrag der freigesetzten Wärmeenergie pro Zeiteinheit (Abbildungen 7.37 und 7.38).

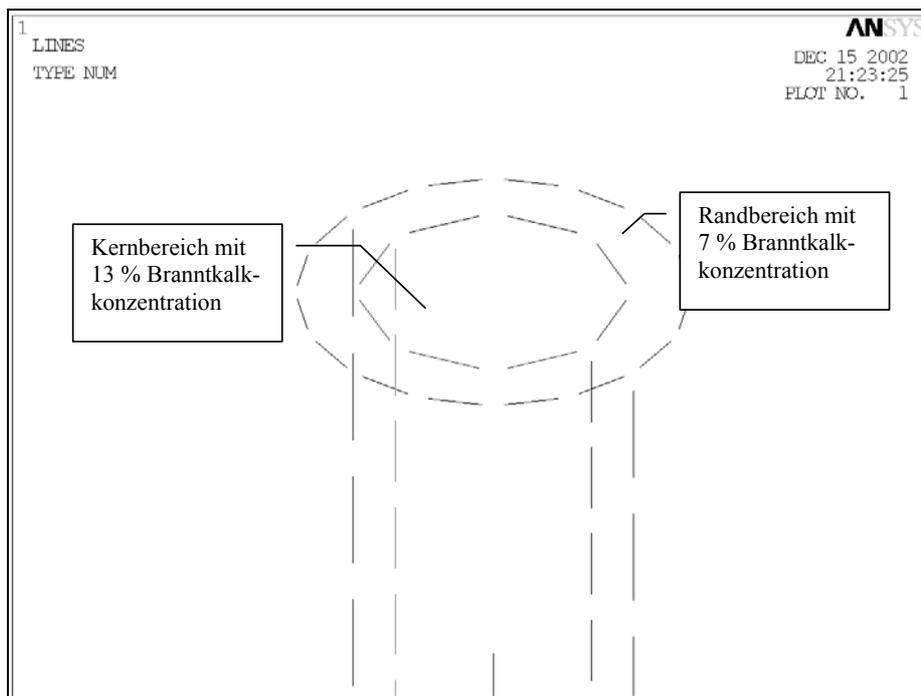


Abb. 7.36 Modell der in einen Kern- und Randbereich unterteilten Bindemittel-Boden-Säule

Das Ergebnis der erneuten Vergleichsberechnung ist in Abbildung 7.39 dargestellt. Abbildung 7.40 zeigt die Berechnungsergebnisse im Vergleich zu den gemessenen Temperaturen im Feldversuch, die der Abbildung 7.30 entnommen wurden.

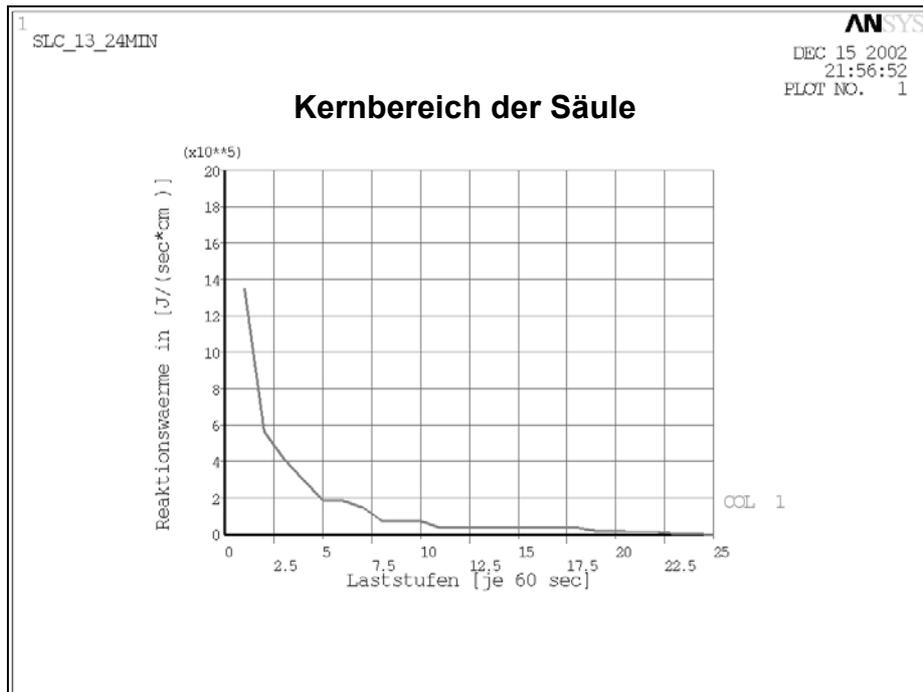


Abb. 7.37 Belastung in Form der freigesetzten Reaktionswärme (13 % Branntkalk) in [J/(sec · m<sup>3</sup>)]

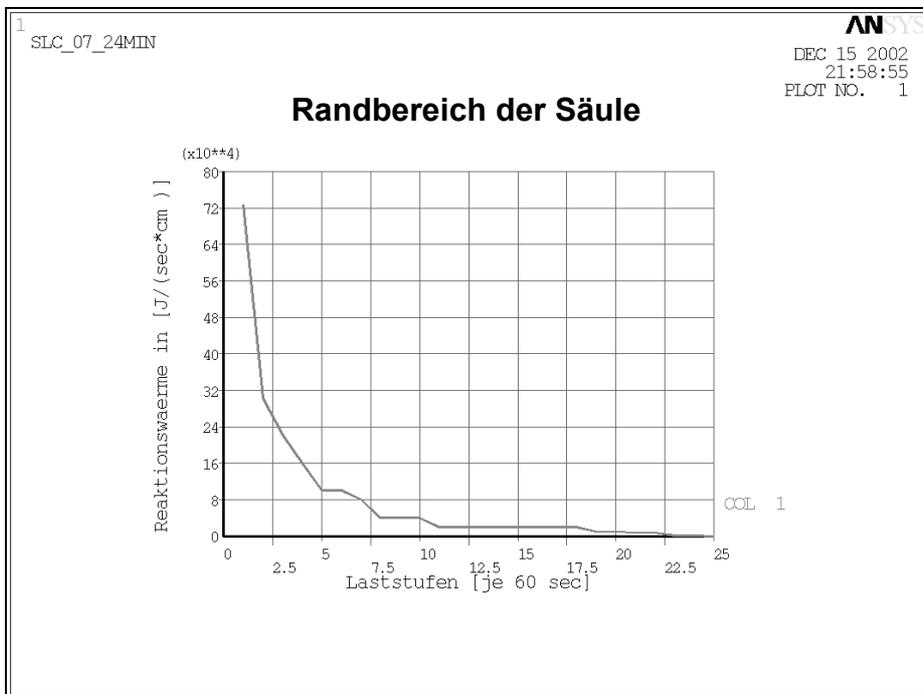


Abb. 7.38 Belastung in Form der freigesetzten Reaktionswärme (7 % Branntkalk) in [J/(sec · m<sup>3</sup>)]

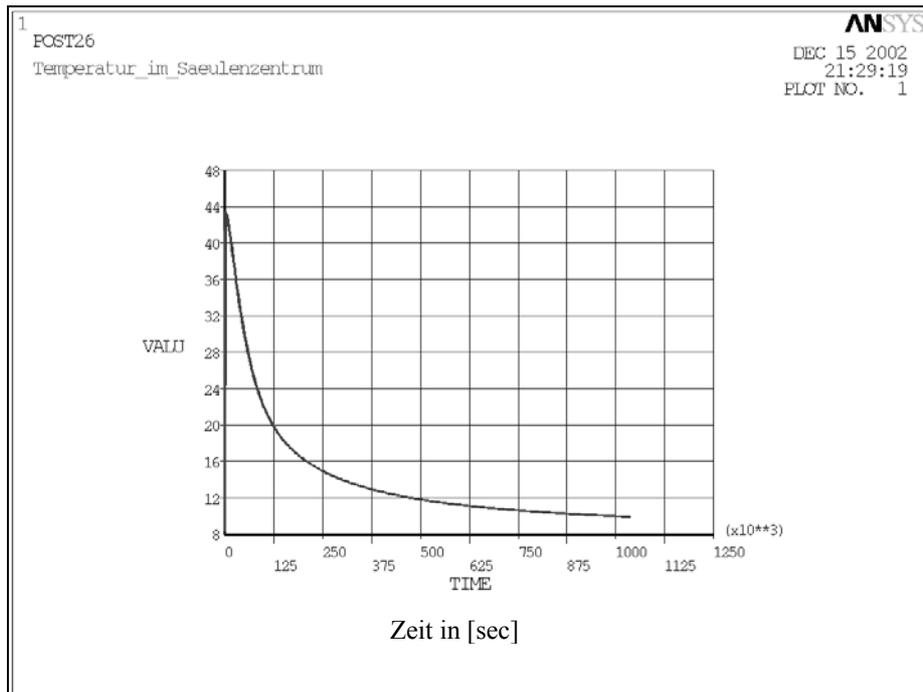


Abb. 7.39 Temperaturverlauf im Säulenzentrum über einen Zeitraum von 12 Tagen bei einer ungleichmäßigen Verteilung des Branntkalkes (13 % im Kern und 7% im Randbereich)

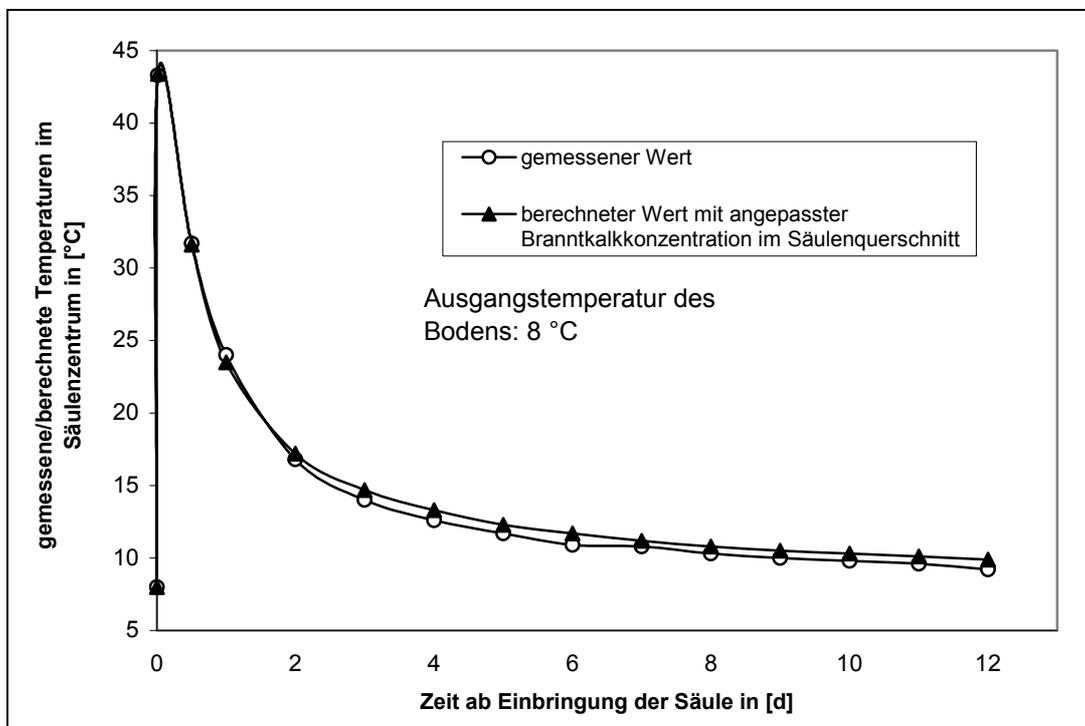


Abb. 7.40 Vergleich der im Feldversuch gemessenen und der berechneten Temperaturen im Säulenzentrum bei einer ungleichmäßigen Konzentration des Branntkalkes in der Stabilisierungssäule

Die Berechnungsergebnisse zeigen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und den berechneten Temperaturen im Kernbereich der Stabilisierungssäule. Das Ergebnis bestätigt die Annahme einer herstellungsbedingten ungleichmäßigen Verteilung des Bindemittels über den Säulenquerschnitt, wobei die Gesamtmenge an eingebrachtem Branntkalk und damit die freigesetzte Reaktionswärme nicht verändert wurde. Das Berechnungsergebnis stützt auch die in Punkt 7.2.2 getroffenen Herleitungen zur konzentrationsabhängigen Erwärmung von Bindemittel-Boden-Gemischen. Die in dem zweiten Berechnungsgang erzielte maximale Erwärmung entspricht fast exakt der in Abbildung 7.29 prognostizierten maximalen Erwärmung des Mellösa-Tones bei Zugabe von 13 % Branntkalk.

#### 7.3.3.2.2 Berechnung des zeitabhängigen Temperaturverlaufs im Zentrum einer von einer Säulengruppe umgebenen Stabilisierungssäule mit FEM

Analog zur Nachrechnung des Feldversuches der einzeln eingebrachten Stabilisierungssäule sollen nun die Temperaturen im Zentrum einer von anderen Stabilisierungssäulen umgebenen Bindemittel-Boden-Säule berechnet werden.

Aufgrund der in der Feldmessung erreichten Temperaturspitze von 45 °C ist wiederum von einer Ungleichverteilung des Bindemittels in der Stabilisierungssäule auszugehen. Dies ergibt sich analog zur Einzelsäule aus den vorangegangenen Ausführungen, wonach bei einer gleichmäßigen Verteilung des Bindemittels mit einer Konzentration von 10 % die erreichbare Maximaltemperatur 37 °C nicht übersteigen dürfte (siehe auch Abbildung 7.29). Dieser Umstand wird bei der Modellierung der Bezugssäule und der Wärmeerzeugungsrate berücksichtigt. Bei den umschließenden Säulen wird mit einer einheitlichen Konzentration des Bindemittels im stabilisierten Volumen gerechnet, da diese nur für die Erzeugung des großräumigen Temperaturfeldes um die nachzuprüfende Säule von Belang sind. Somit können das Modell vereinfacht und der numerische Aufwand reduziert werden.

Vereinfachend wird bei der Modellrechnung von einem gleichzeitigen Einbringen aller Säulen und damit von einem einheitlichen Beginn des Ablöschvorganges und der damit verbundenen Wärmefreisetzung ausgegangen. Tatsächlich benötigt die Herstellung einer Säule mit dem Rührwerk nach dem unter Punkt 1.2 beschriebenen Verfahren ca. 20 Minuten. Bei einer Herstellung der Bezugssäule nach der Hälfte der Zeit wären also ca. 90 Minuten seit dem Einbringen der ersten Stabilisierungssäule vergangen, und weitere 90 Minuten würden bis zur

Fertigstellung der Säulengruppe vergehen. Aufgrund der geringen Temperaturleitfähigkeit der anstehenden Böden ist der Einfluss dieser zeitlichen Verschiebung als gering einzustufen. Das der Berechnung zugrunde gelegte Modell ist in Abbildung 7.41 dargestellt.

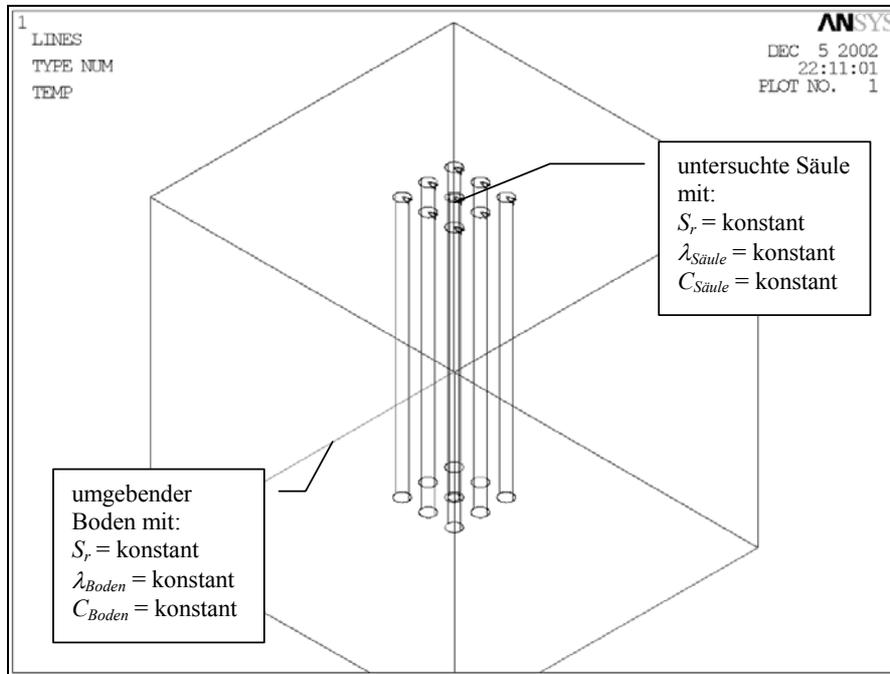


Abb. 7.41 Modell des Bodenblocks mit einer Gruppe von Stabilisierungssäulen (isometrische Ansicht)

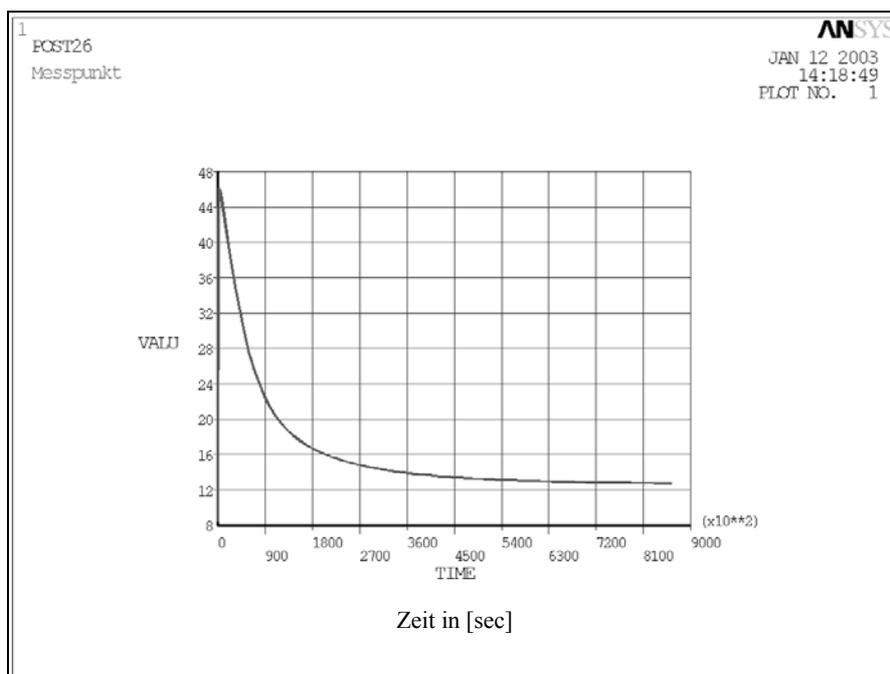


Abb. 7.42 Temperaturverlauf im Zentrum der Säulengruppe über einen Zeitraum von 10 Tagen bei einer ungleichmäßigen Verteilung des Branntkalkes in der Bezugssäule

Für das Zentrum der Säulengruppe wurde der in Abbildung 7.42 dargestellte Temperaturverlauf rechnerisch ermittelt. Abbildung 7.43 zeigt die im Feldversuch gemessenen Kerntemperaturen im Vergleich zu den Berechnungsergebnissen.

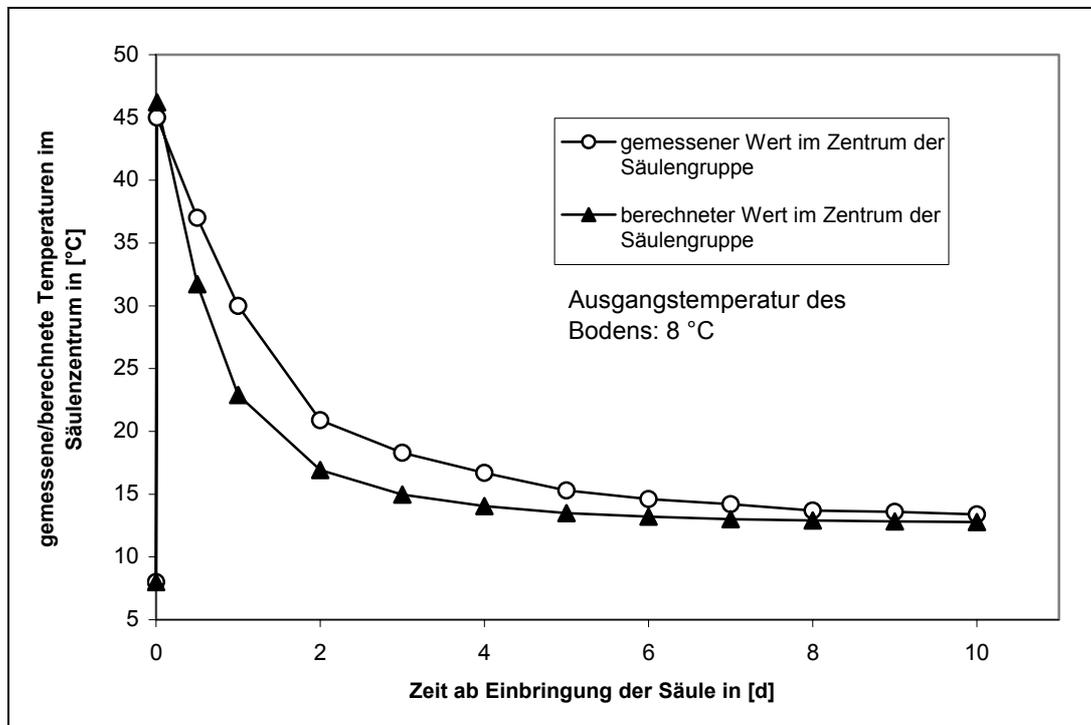


Abb. 7.43 Vergleich der berechneten und der im Feldversuch gemessenen Temperaturen im Zentrum einer Säulengruppe

Der Vergleich der gemessenen und der berechneten Temperaturwerte zeigt eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse für den erreichten Spitzenwert und den Temperaturverlauf ab dem achten Tag an. Die berechnete Abweichung bei der Spitzentemperatur beträgt  $\leq 3\%$ , die Abweichungen ab dem achten Tag  $\leq 6\%$ , auf  $\leq 5\%$  abnehmend.

Eine gute Übereinstimmung zeigt sich auch im nahezu horizontalem Verlauf der Temperaturkurve ab dem siebenten Tag. Die Ursache hierfür liegt in der Vereinigung der einzelnen erwärmten Bodenzonen (Abbildung 7.44) zu einem großen Temperaturfeld mit weitestgehend einheitlicher Temperatur, in dessen Zentrum sich die betrachtete Stabilisierungssäule befindet (siehe Abbildung 7.45).

Abweichend hierzu verhalten sich die Berechnungsergebnisse für den Zeitraum der ersten sieben Tage. Die Abweichungen vom Messergebnis betragen zwischen  $14\%$  und  $23\%$ .

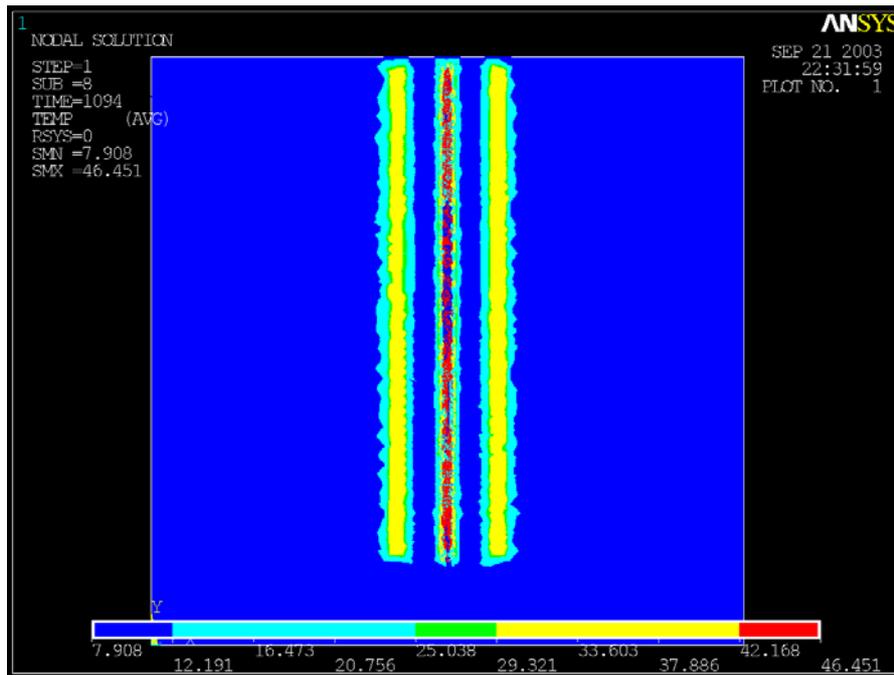


Abb. 7.44 erwärmte Bodenzonen zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums (Mittelsäule mit ungleichmäßiger, Randsäulen mit gleichmäßiger Brantkalkverteilung)

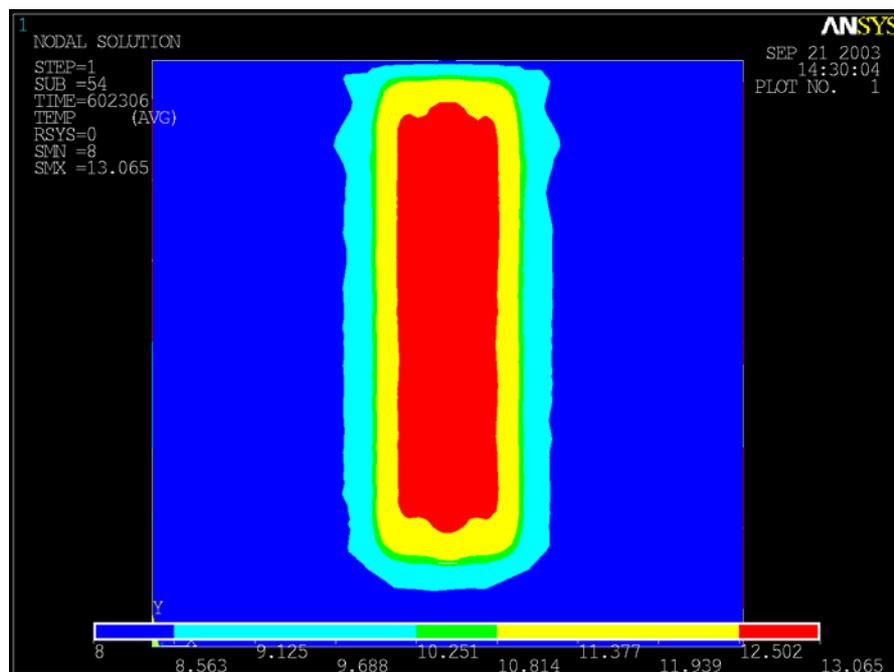


Abb. 7.45 Temperaturverteilung im Schnitt nach 7 Tagen. Es hat sich ein weitestgehend einheitliches Temperaturfeld im Bereich der Säulengruppe herausgebildet.

Ein Modell zur Erklärung dieser Abweichungen ist das Entstehen von Porenwasserüberdrücken, die zu einer herabgesetzten Wärmeleitfähigkeit des die Messsäule umgebenden Bodens und des Säulenrandbereiches und damit zu einer langsameren Auskühlung der Säule führen.

Die Porenwasserüberdrücke entstehen beim Einblasen des Branntkalkes in den gesättigten Boden. Die damit verbundene Verringerung des Porenraumes führt zu einer Verdrängung des Porenwassers und aufgrund der geringen Wasserleitfähigkeit des Bodens zum Entstehen von Porenwasserüberdrücken. Verstärkt wird dieser Effekt durch die Wirkung der Säulengruppe. Die Porenwasserüberdrücke bewirken ihrerseits eine Aufhebung bzw. Verringerung der Kornkontakte zwischen den Feststoffteilchen (im Grenzfall gilt:  $\sigma' \rightarrow 0$ ) und der damit verbundenen Wärmebrücken. Die Wärmeleitfähigkeit verschiebt sich in Richtung des Wertes des Wassers, wobei gilt  $\lambda_w < \lambda_{Boden}$ .

Dieses Modell soll durch eine weitere Berechnung auf seine Plausibilität überprüft werden. Hierzu wird um die Stabilisierungssäule und in deren Randbereich eine Bodenzone simuliert, in der Porenwasserüberdrücke herrschen und deshalb die Wärmeleitfähigkeit des Bodens auf den Wert des Wassers  $\lambda_w = 0,57 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  absinkt. Dieser Wert entspricht näherungsweise der Wärmeleitfähigkeit des Wassers in einem Temperaturbereich zwischen  $5 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $10 \text{ }^\circ\text{C}$ . Idealisierend wird hierbei diese Annahme auf den gesamten Berechnungszeitraum (10 Tage) angewandt. Ein Konsolidierungsprozess wird also nicht berücksichtigt. Das modifizierte Berechnungsmodell kann der Abbildung 7.46 entnommen werden.

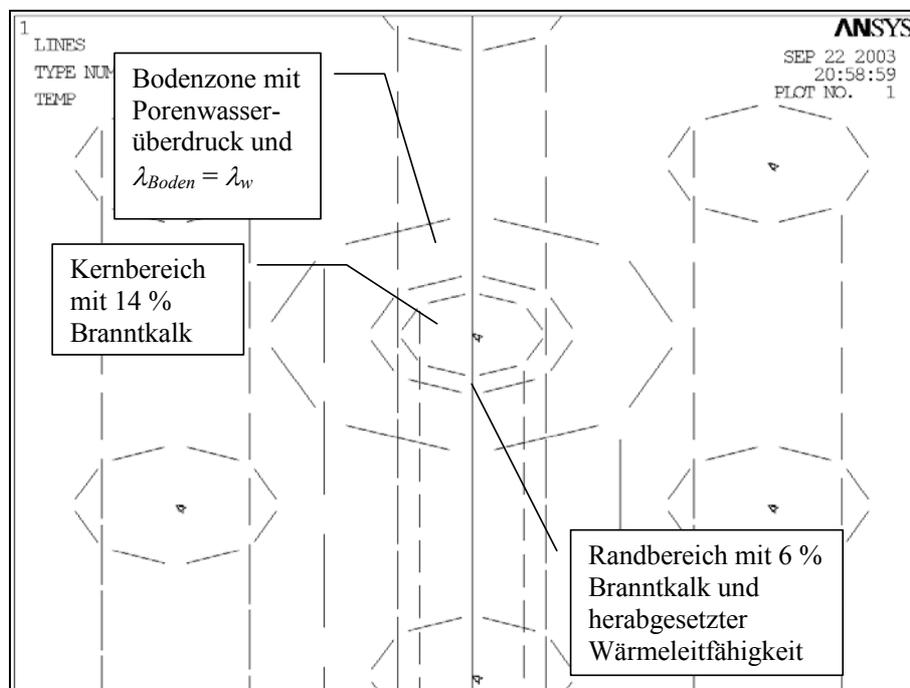


Abb. 7.46 modifiziertes Modell der Säulengruppe unter Berücksichtigung einer ungleichmäßigen Branntkalkverteilung in der Messsäule und dem Auftreten eines Porenwasserüberdruckes im Randbereich und umgebenden Boden

Die Abbildung 7.47 zeigt das Ergebnis der FE-Berechnung, und Abbildung 7.48 stellt den gemessenen und den berechneten Temperaturverlauf im Zentrum der Stabilisierungssäule dar.

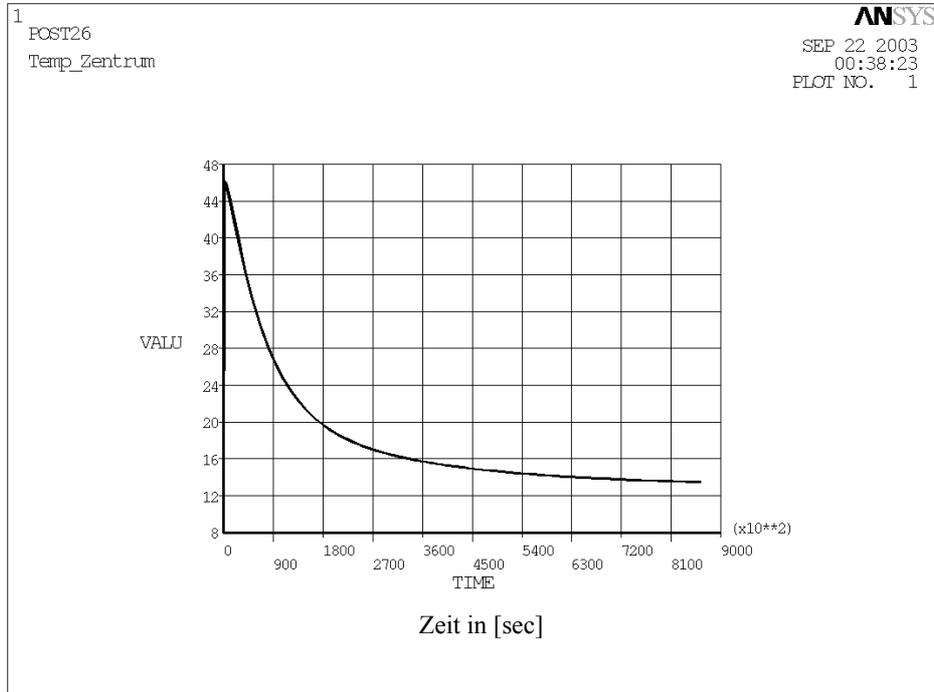


Abb. 7.47 Temperaturverlauf im Zentrum der Säulengruppe bei einer ungleichmäßigen Verteilung des Branntkalkes in der Bezugssäule und Berücksichtigung einer durch Porenwasserüberdrücke herabgesetzten Wärmeleitfähigkeit im Umfeld der Säule

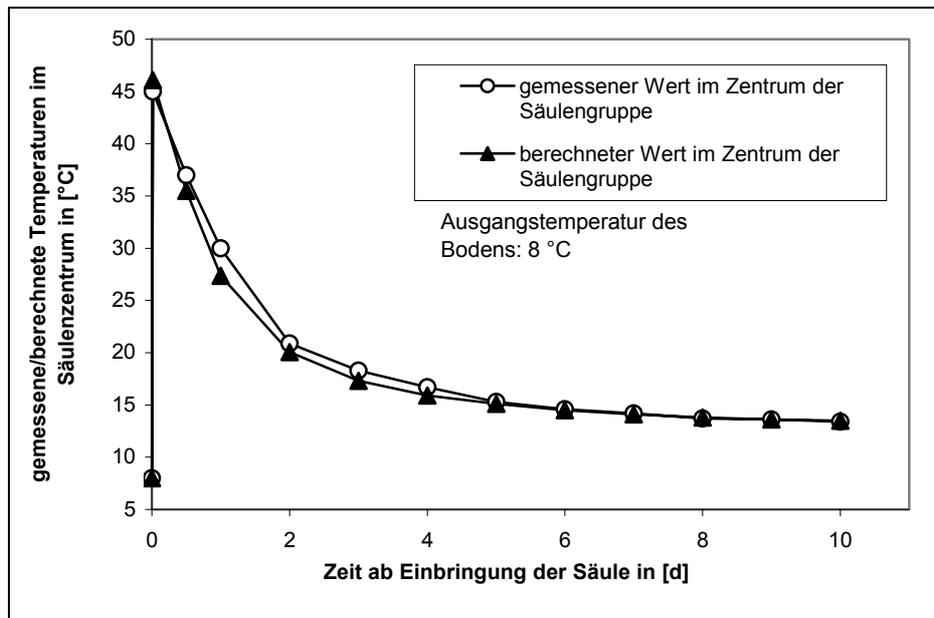


Abb. 7.48 Vergleich der im Feldversuch gemessenen Temperaturen im Zentrum einer Säulengruppe und der berechneten bei einer ungleichmäßigen Verteilung des Branntkalkes in der Bezugssäule und unter Berücksichtigung einer durch Porenwasserüberdrücke herabgesetzten Wärmeleitfähigkeit im Umfeld der Säule

Die Ergebnisse der modifizierten Berechnung zeigen eine deutliche Annäherung der berechneten an die gemessenen Temperaturwerte. Lediglich in einem Fall beträgt die Temperaturabweichung  $\leq 9\%$ . Zu allen anderen betrachteten Zeitpunkten bleiben die Abweichungen der berechneten Werte von den gemessenen  $\leq 5\%$ .

### 7.3.3.3 Wertung der Vergleichsberechnungen

Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass bei einer Berücksichtigung der herstellungsbedingten inhomogenen Verteilung des Branntkalkes in der Stabilisierungssäule die gemessenen Temperaturen im Feldversuch sehr gut angenähert werden konnten, wobei die Abweichungen bei der Einzelsäule innerhalb eines Zeitraumes von 12 Tagen  $\leq 7,6\%$  blieben.

Die bei der Simulation der Säulengruppe festgestellten zunächst größeren Abweichungen von den gemessenen Werten ließen sich durch ein modifiziertes Modell, welches die Auswirkungen von entstehenden Porenwasserüberdrücken berücksichtigt, auf ein Minimum reduzieren.

Angaben zum Temperaturmessverfahren und etwaigen Ungenauigkeiten bei den Messungen liegen nicht vor. Auch hier sind mögliche Ursachen für festgestellte Abweichungen zu finden. Berücksichtigt man die Tatsache, dass zur Bestimmung der thermischen Parameter des Bodens nur wenige Angaben (Sättigung, Trockendichte, Tongehalt) vorlagen, und daher Annahmen getroffen werden mussten, z. B. die Partikelleitfähigkeit der Festsubstanz, ist das Ergebnis insgesamt positiv zu bewerten.

Somit stellen die in den Abschnitten 4.2 und 7.1 aufgeführten Methoden zur Bestimmung der thermischen Eigenschaften des Bodens und des Bindemittel-Boden-Gemisches sowie die Berechnung der zeitabhängigen Temperaturverteilung im Boden mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode eine gute Möglichkeit dar, die thermischen Effekte bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen abzubilden und als Grundlage weiterer Betrachtungen zu dienen.

Die vorangegangenen Berechnungen und Auswertungen zeigen zudem, dass Temperatursimulationen und zugehörige Temperaturmessungen in situ einen Beitrag zur Qualitätssicherung bei der Herstellung von Bindemittel-Boden-Säulen leisten können. Große Abweichungen bei den festgestellten Temperaturspitzen in situ sind ein Indiz für eine inhomogene Verteilung des Bindemittels und den daraus resultierenden Konzentrationsunterschieden mit möglichen Auswirkungen auf die Festigkeitsentwicklung der Säule.

#### 7.3.4 Einfluss herstellungsbedingter und natürlicher Faktoren auf die Temperaturentwicklung in der Kalk-Boden-Säule und dem umgebenden Boden

Nachfolgend werden die Einflüsse herstellungsbedingter Faktoren wie Bindemittelkonzentration, Säulengeometrie und Säulenordnung sowie die Einflüsse natürlicher Gegebenheiten wie jahreszeitliche Temperaturschwankungen und Bodeneigenschaften auf die Temperaturentwicklung in der Stabilisierungssäule und in ihrem Umfeld untersucht.

Die thermischen Eigenschaften eines Bodens werden maßgeblich durch seine Sättigung und seine Trockendichte bestimmt. Die Zusammenhänge hierzu wurden in den Abschnitten 4.2 und 7.1 dargestellt. Die Bindemittelkonzentration bestimmt die Menge der freisetzbaren Wärmeenergie und die Jahreszeit die Ausgangstemperatur des Bodens in Abhängigkeit der Tiefenlage. Diese Sachverhalte wurden in den Abschnitten 7.2 und 7.3 untersucht und beschrieben.

Der Einfluss dieser und weiterer Faktoren auf die instationären Temperaturfelder infolge der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk wird mittels einer Parameterstudie unter Zuhilfenahme der unter Punkt 7.3.3 beschriebenen Finite-Elemente-Methode (FEM) untersucht. Grundlage hierfür bietet wiederum das für die Nachrechnung der Feldversuche genutzte Programm ANSYS® 6.1, welches die Behandlung stationärer und instationärer sowie linearer und nichtlinearer Temperaturfeldaufgaben ermöglicht.

Die Stabilisierungssäule stellt im Boden näherungsweise eine stabförmige Heiz- bzw. Wärmequelle dar. Die durch die chemische Reaktion freigesetzte Wärme strömt radial zur „Stabachse“, an den Säulenenden in axialer Richtung, von der Stabilisierungssäule in den umgebenden Boden. Entsprechend dem thermischen Gefälle im Boden verlaufen die Isothermen, abgesehen von den Endbereichen der Stabilisierungssäule, kreiszylindrisch zur Säulenachse. Im Verlauf des Abkühlungsprozesses der Bindemittel-Boden-Säule wird ein zunehmend größeres Bodenvolumen erwärmt, der thermische Gradient im Boden nimmt dabei kontinuierlich ab. Die Abbildung 7.49 zeigt die Richtung des thermischen Gefälles im Schnitt durch eine Stabilisierungssäule eine halbe Stunde nach Einbringung des Bindemittels in Vektordarstellung. Als Referenzsäule (auch für die weiteren Vergleichsberechnungen) dient eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser und einem Bindemittelgehalt von 10 % Branntkalk, bezo-

gen auf die Trockenmasse des Bodens. Der Referenzboden weist eine Ausgangssättigung von 90 % und eine Trockendichte von  $1,5 \text{ g/cm}^3$  auf und steht repräsentativ für feinkörnige Böden der Bodengruppen TM, TL, UL, UM. Diesen Bodengruppen sind auch die in Deutschland weit verbreiteten quartären Decklehme und Hochflutlehme zuzuordnen, die für dieses Stabilisierungsverfahren in Frage kommen.

Die Sättigungsverteilung im Böden wird bei der Berechnung der Temperaturfelder konstant angenommen. Eine Änderung infolge temperaturinduzierter Wasserströme wird nicht berücksichtigt. Die durch den Stopfeffekt bedingte Sättigungsänderung im stabilisierten Erdkörper gemäß der Ausführungen unter Ziffer 7.1.1 geht in die thermischen Parameter des stabilisierten Erdkörpers ein.

Die Abbildungen 7.50 bis 7.52 zeigen die zunehmende Erwärmung des Bodens im Umfeld der Referenzsäule in Abhängigkeit der Zeit nach dem Einbringen des Branntkalkes in den Baugrund. Die Ausgangstemperatur des Bodens beträgt bei dieser Berechnung  $10^\circ \text{C}$ .

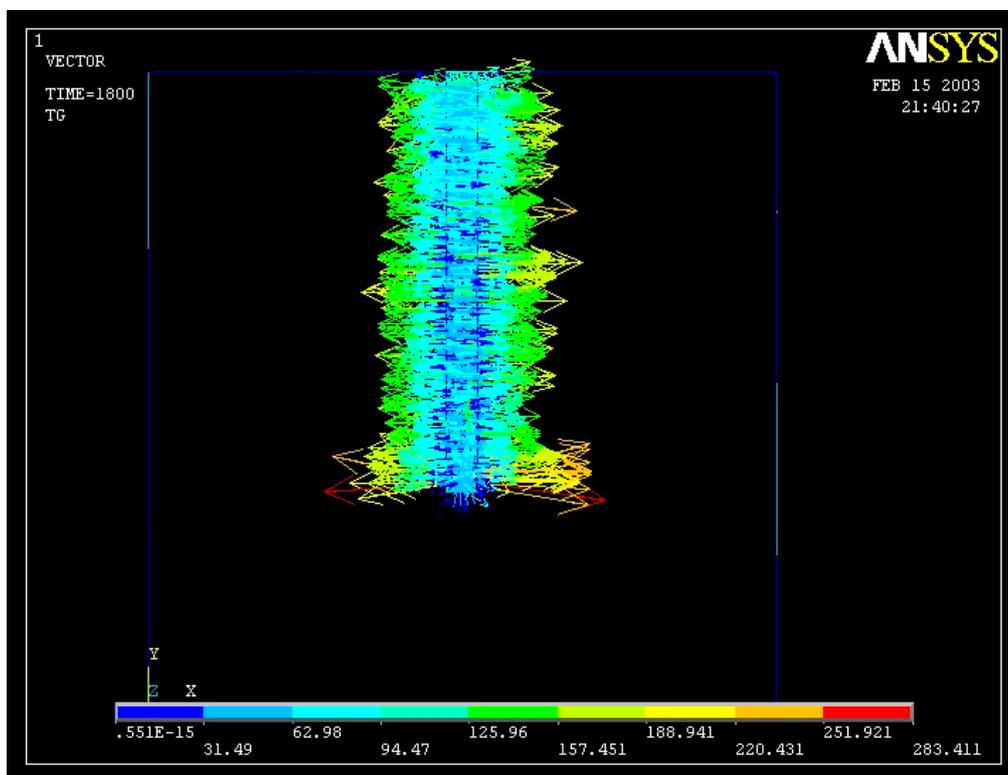


Abb. 7.49 Richtung des thermischen Gefälles eine halbe Stunde nach Einbringen des Bindemittels (Schnitt durch die Säulenachse)

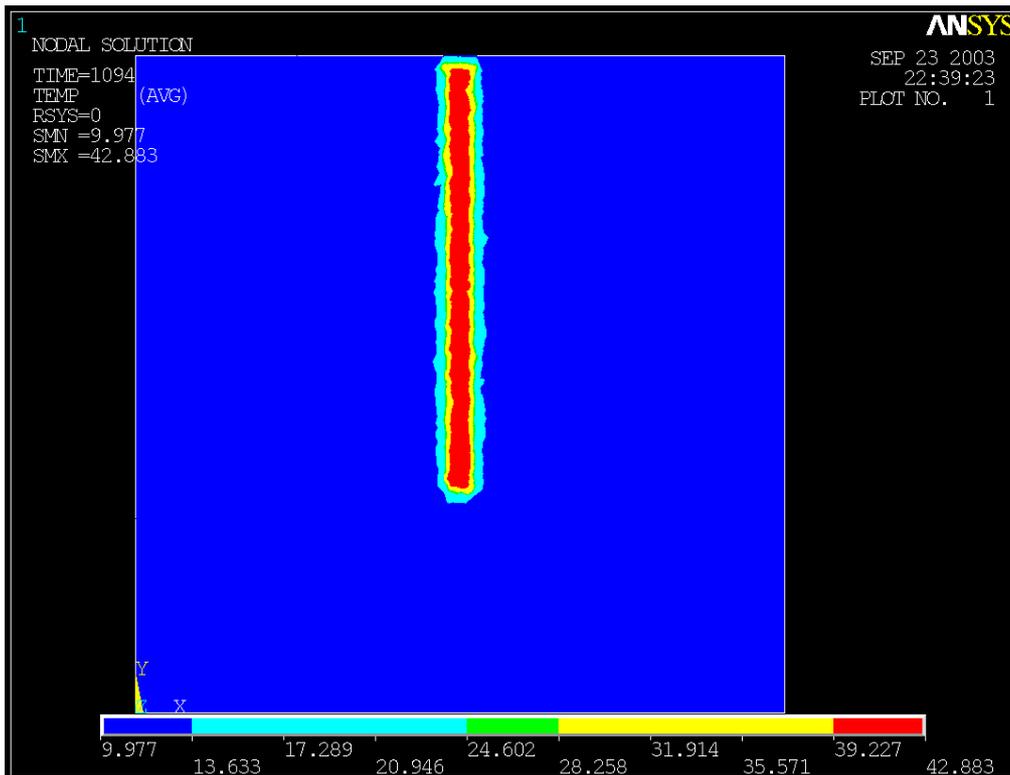


Abb. 7.50 Darstellung der Isothermen 18 Minuten nach dem Einbringen des Bindemittels (Zeitpunkt des Temperaturmaximums in der Stabilisierungssäule)

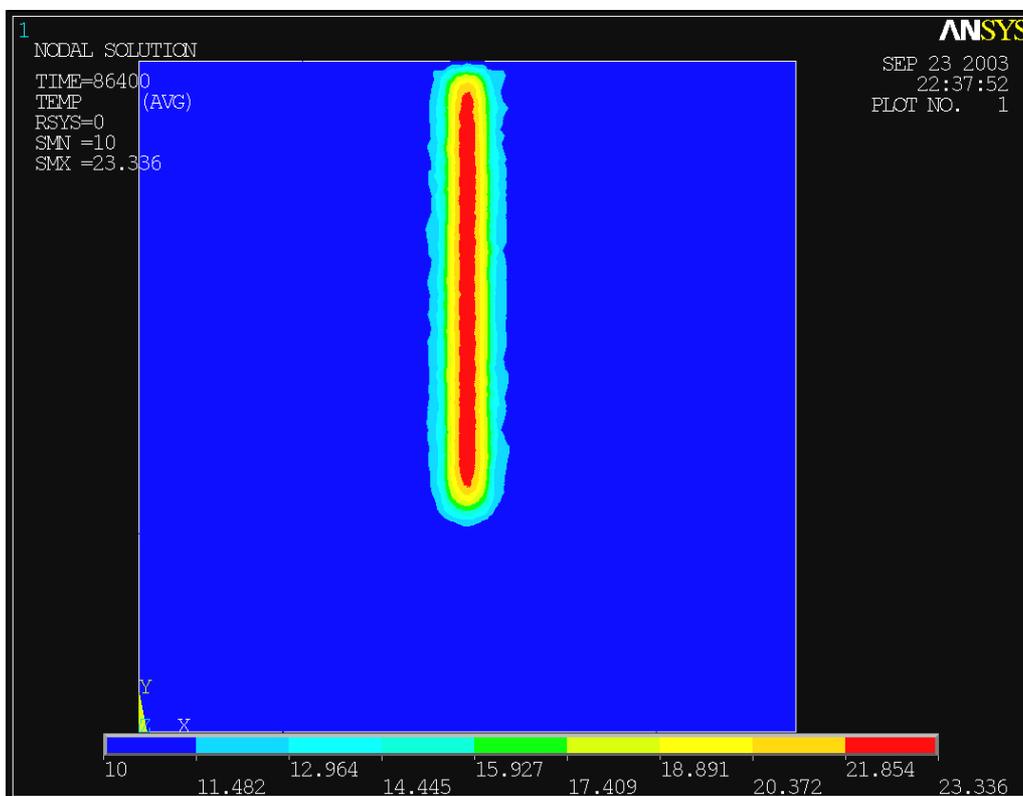


Abb. 7.51 Darstellung der Isothermen im Boden einen Tag nach dem Einbringen des Bindemittels

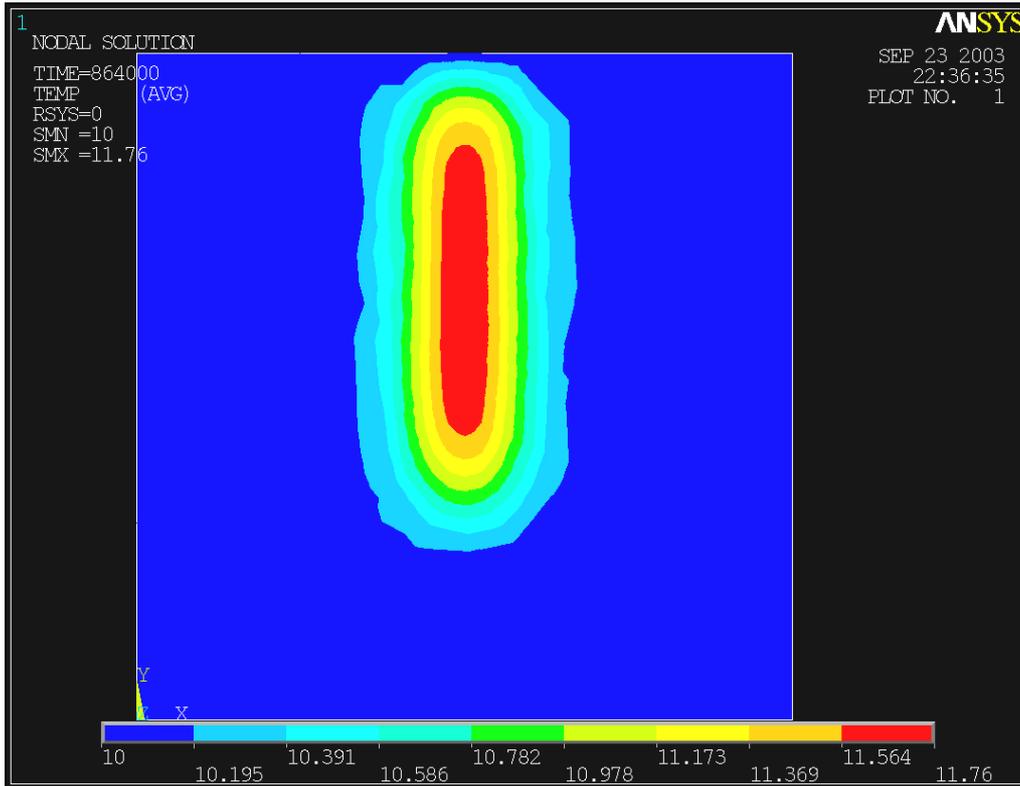


Abb. 7.52 Darstellung der Isothermen im Boden zehn Tage nach dem Einbringen des Bindemittels

#### 7.3.4.1 Sättigungsgrad des Bodens

Der Sättigungsgrad  $S_r$  des Bodens gibt an, welcher Anteil der Poren mit Wasser gefüllt ist. Er hat zusammen mit der Trockendichte einen großen Einfluss auf die thermischen Eigenschaften des Bodens. Durch den Sättigungsgrad wird sowohl die Wärmekapazität, als auch die Wärmeleitfähigkeit des Bodens und daraus resultierend auch seine Temperaturleitfähigkeit beeinflusst. Die Zusammenhänge wurden ausführlich in den Abschnitten 4.2 und 7.1 für den unbehandelten und den stabilisierten Boden beschrieben.

Als Referenz für die Vergleichsberechnungen dient die Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser und einem Bindemittelgehalt von 10 % Branntkalk, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens. Die Länge der Stabilisierungssäule beträgt 8 m. Der umgebende Boden wird als Quader mit einer Kantenlänge von 12 m abgebildet. Schematisch entspricht das Modell den Abbildungen 7.31 und 7.32.

Der Referenzboden weist eine Sättigung von 90 % auf. Es werden Vergleichsberechnungen für Böden mit einem Sättigungsgrad von 70 %, 80 % und 100 % durchgeführt. Der für die Baugrundstabilisierung relevante Sättigungsbereich der Böden liegt zwischen 80 % und 100 % Sättigung. Die Trockendichte der untersuchten Böden beträgt  $1,5 \text{ g/cm}^3$ . Der Einfluss des Sättigungsgrades auf die thermischen Eigenschaften der Böden in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk kann den Abbildungen 7.9 bis 7.14 des Abschnittes 7.1 entnommen werden.

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Vergleichsberechnungen aufgeführt. Es werden die Temperaturverläufe im Säulenzentrum, am Säulenrand und im Abstand von 20 cm vom Säulenrand 4 m unter GOK dargestellt (Abbildungen 7.53 und 7.54). Des Weiteren werden die thermischen Gradienten zwischen Säulenzentrum und Säulenrand sowie im Umfeld der Säule zwischen dem Säulenrand ( $R = 30 \text{ cm}$ ) und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm ( $R = 50 \text{ cm}$ ) sowie zwischen  $R = 50 \text{ cm}$  und  $R = 80 \text{ cm}$  in Abhängigkeit der Zeit abgebildet (Abb. 7.55 und 7.56). Die Ausgangstemperatur des Bodens beträgt wiederum  $10 \text{ °C}$ .

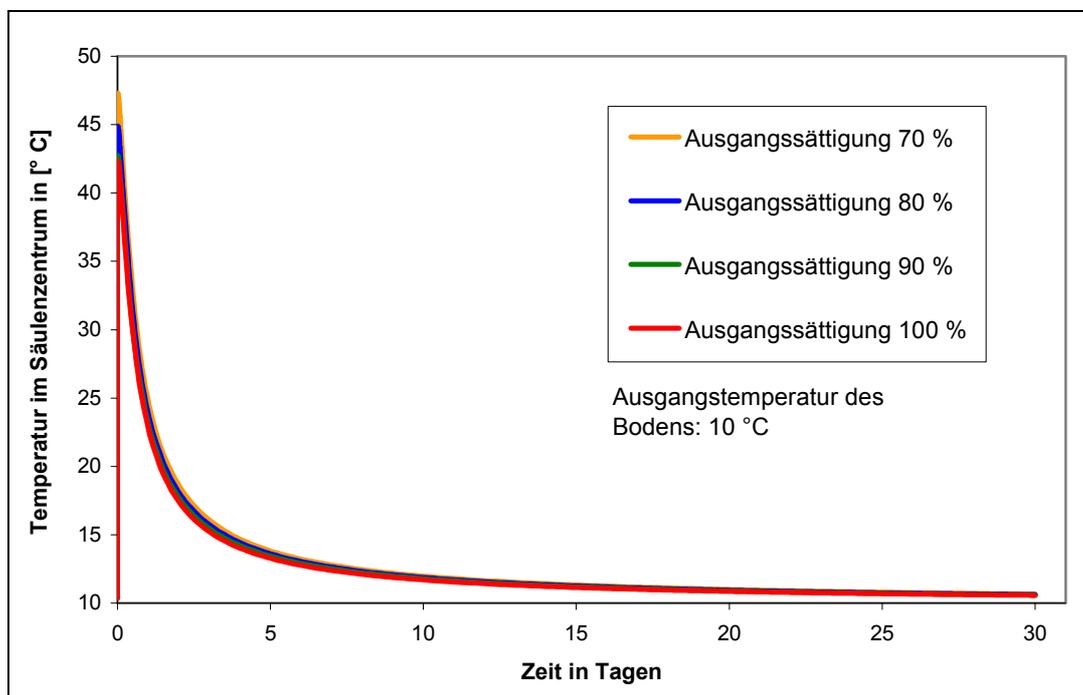


Abb. 7.53 Temperatur im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Ausgangssättigung des Bodens

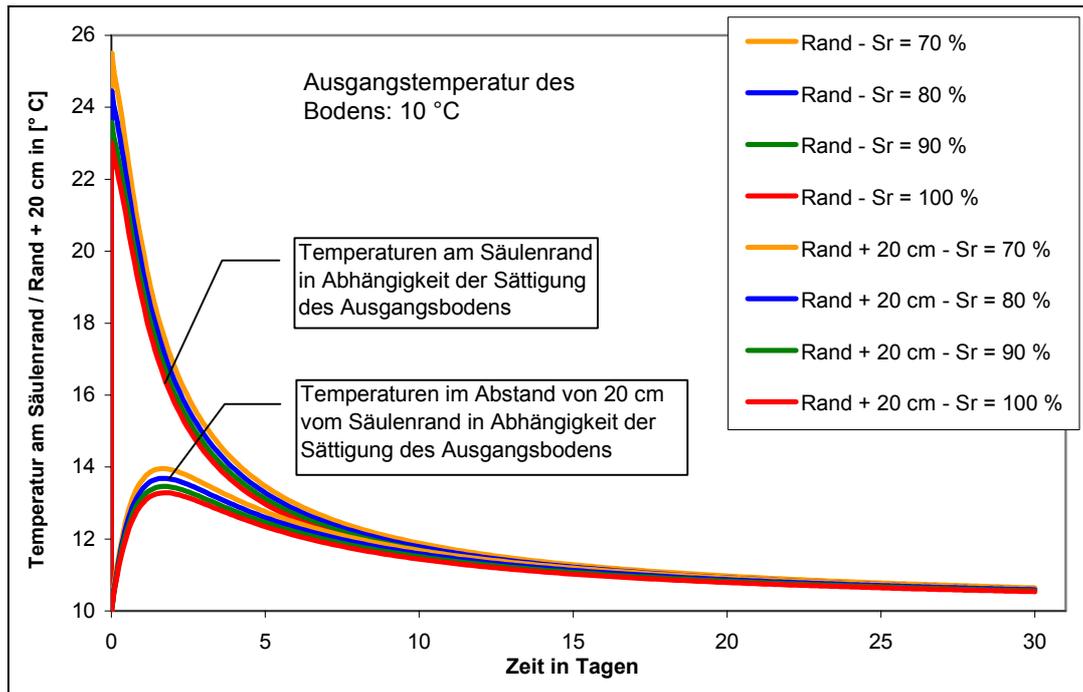


Abb. 7.54 Temperatur am Säulenrand und im Säulenumfeld in Abhängigkeit der Ausgangssättigung des Bodens

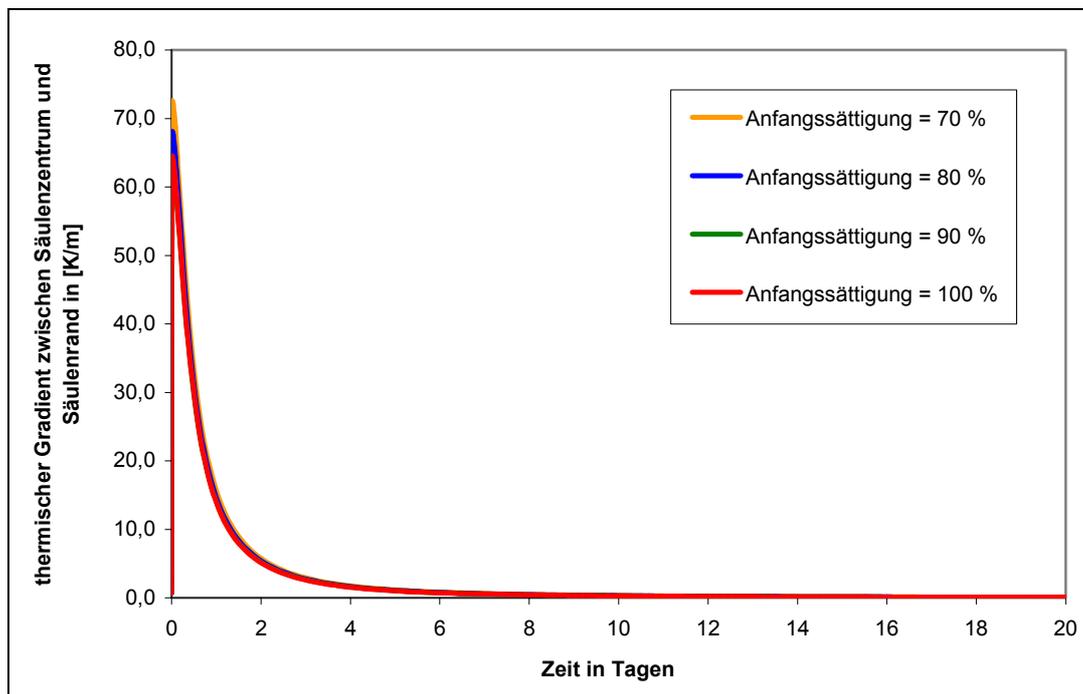


Abb. 7.55 thermischer Gradient zwischen Säulenzentrum und Säulenrand in Abhängigkeit der Ausgangssättigung des Bodens

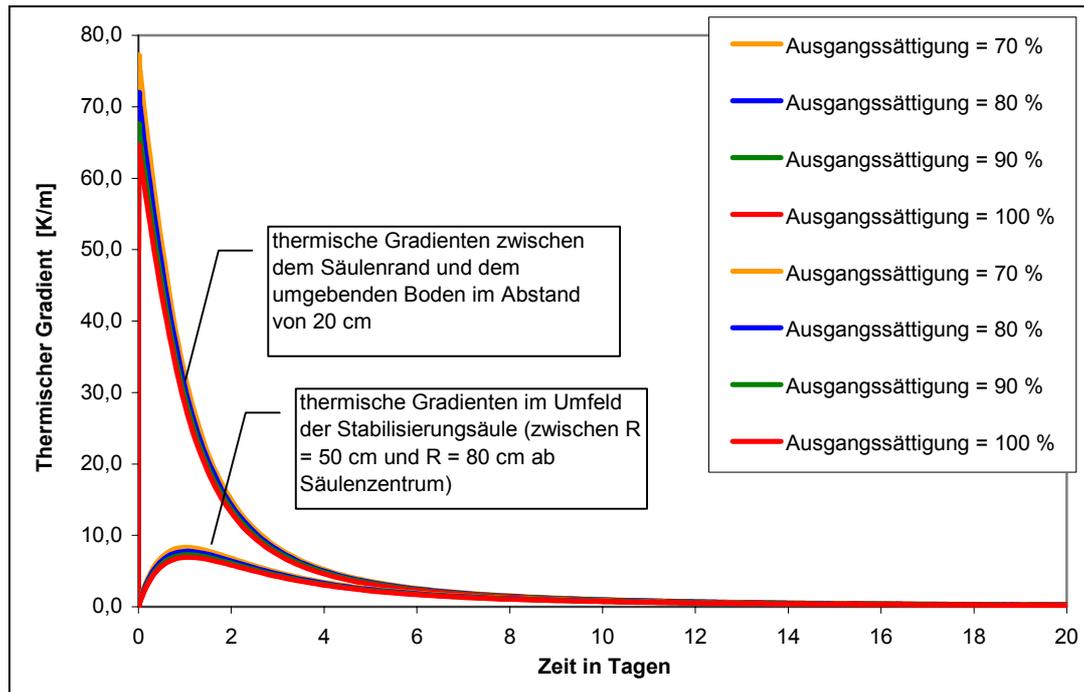


Abb. 7.56 thermischer Gradient zwischen dem Säulenrand ( $R = 30 \text{ cm}$ ) und dem Säulenumfeld sowie im Umfeld der Säule in Abhängigkeit der Ausgangssättigung des Bodens

Das Ergebnis der vergleichenden Berechnungen zeigt, dass der Einfluss der Wassersättigung des Bodens für den für die Baugrundverbesserung relevanten Bereich zwischen 80 % und 100 % Sättigung relativ gering ist. So beträgt die Abweichung der Temperaturspitze im Säulenzentrum zwischen der Referenzsäule (90 % Sättigung) und einer Ausgangssättigung von 80 %  $\approx 2$  Kelvin. Nach achtzehn Stunden beträgt die Temperaturdifferenz im Säulenzentrum  $\leq 1$  Kelvin und nach 40 Stunden  $\leq 0,5$  Kelvin. Noch geringer fällt die Differenz gegenüber dem gesättigten Ausgangsboden ( $S_r = 1,0$ ) aus. Hier betragen die Abweichungen gegenüber dem Referenzmodell  $\leq 0,5$  Kelvin über den gesamten Erwärmungszeitraum.

Die Differenz beim thermischen Gradienten beträgt zwischen dem Boden mit einer Ausgangssättigung von 80 % und dem Referenzmodell (90 % Sättigung) im Bereich des Spitzenwertes der Temperatur  $\approx 4$  [K/m]. Nach 40 Stunden beträgt die Differenz  $\leq 1$  [K/m]. In Bezug auf den gesättigten Boden fällt die Differenz des thermischen Gradienten entsprechend niedriger aus. Die maximale Abweichung zur Referenzsäule beträgt hier  $\leq 3$  [K/m]. Dreißig Stunden nach Einbringen des Bindemittels beträgt die Abweichung des thermischen Gradienten  $\leq 1$  [K/m].

Mit abnehmender Sättigung steigt die Temperatur in der Stabilisierungssäule an und das thermische Gefälle zum Umfeld nimmt zu. Letzteres lässt sich durch die verringerte Wärmekapazität und die verringerte Wärmeleitfähigkeit des geringer gesättigten Bodens erklären. Innerhalb des für die Bodenstabilisierung interessanten Sättigungsbereiches zwischen 80 % und 100 % bleibt der Einfluss der Sättigung jedoch gering und beträgt  $\leq 2$  Kelvin in der Temperaturspitze und  $\leq 4$  [K/m] beim thermischen Gradienten.

#### 7.3.4.2 Trockendichte des Bodens

Die Trockendichte des Bodens beschreibt das Verhältnis seiner Trockenmasse zum Volumen und damit den Anteil des Porenraums am Gesamtvolumen. Mit zunehmender Trockendichte nimmt der Porenanteil des Bodens ab. In Bezug auf die thermischen Eigenschaften des Bodens bedeutet dies, dass bei gleichbleibender Sättigung und zunehmender Trockendichte die Wärmekapazität des Bodens ab- und die Wärmeleitfähigkeit des Bodens zunimmt (Abb. 7.57).

Nachfolgend wird der Einfluss der Trockendichte des Ausgangsbodens auf die Temperaturen in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden sowie auf die sich einstellenden thermischen Gradienten untersucht. Gegenstand der Vergleichsberechnung sind Böden mit einer Trockendichte  $\rho_d$  von jeweils  $1,3 \text{ g/cm}^3$ ,  $1,5 \text{ g/cm}^3$  (Referenzsäule) und  $1,7 \text{ g/cm}^3$ .

Der Sättigungsgrad aller Böden beträgt im Umfeld konstant 90 % ( $S_r = 0,9$ ), was der Ausgangssättigung entspricht. Als Referenz dient wiederum die Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser und einem Bindemittelgehalt von 10 % Branntkalk, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens. Die Länge der Stabilisierungssäule beträgt 8 m. Der umgebende Boden wird als Quader mit einer Kantenlänge von 12 m abgebildet. Der Einfluss der Trockendichte auf die Temperaturverläufe kann den Abbildungen 7.58 bis 7.59 entnommen werden. Die Ausgangstemperatur des Bodens beträgt  $10^\circ \text{C}$ .

Das Ergebnis der Vergleichsberechnungen zeigt, dass der Einfluss der Trockendichte auf die Temperaturentwicklung in der Säule und dem umgebenden Boden ähnlich wie bei der zuvor untersuchten Sättigung im Rahmen des für die Bodenstabilisierung relevanten Bereiches rela-

tiv gering bleibt. Die Auswertung der Berechnungsergebnisse weist für die Temperatur im Säulenzentrum eine maximale Differenz von 1,4 Kelvin bei einer Ausgangstrockendichte von  $1,3 \text{ g/cm}^3$  bzw. 2,3 Kelvin bei einer Ausgangstrockendichte von  $1,7 \text{ g/cm}^3$  gegenüber der Referenzsäule ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ) auf. Bei den Temperaturen im Säulenzentrum betragen die Abweichungen generell  $\leq 10 \%$  und bei den Randtemperaturen  $\leq 7 \%$ .

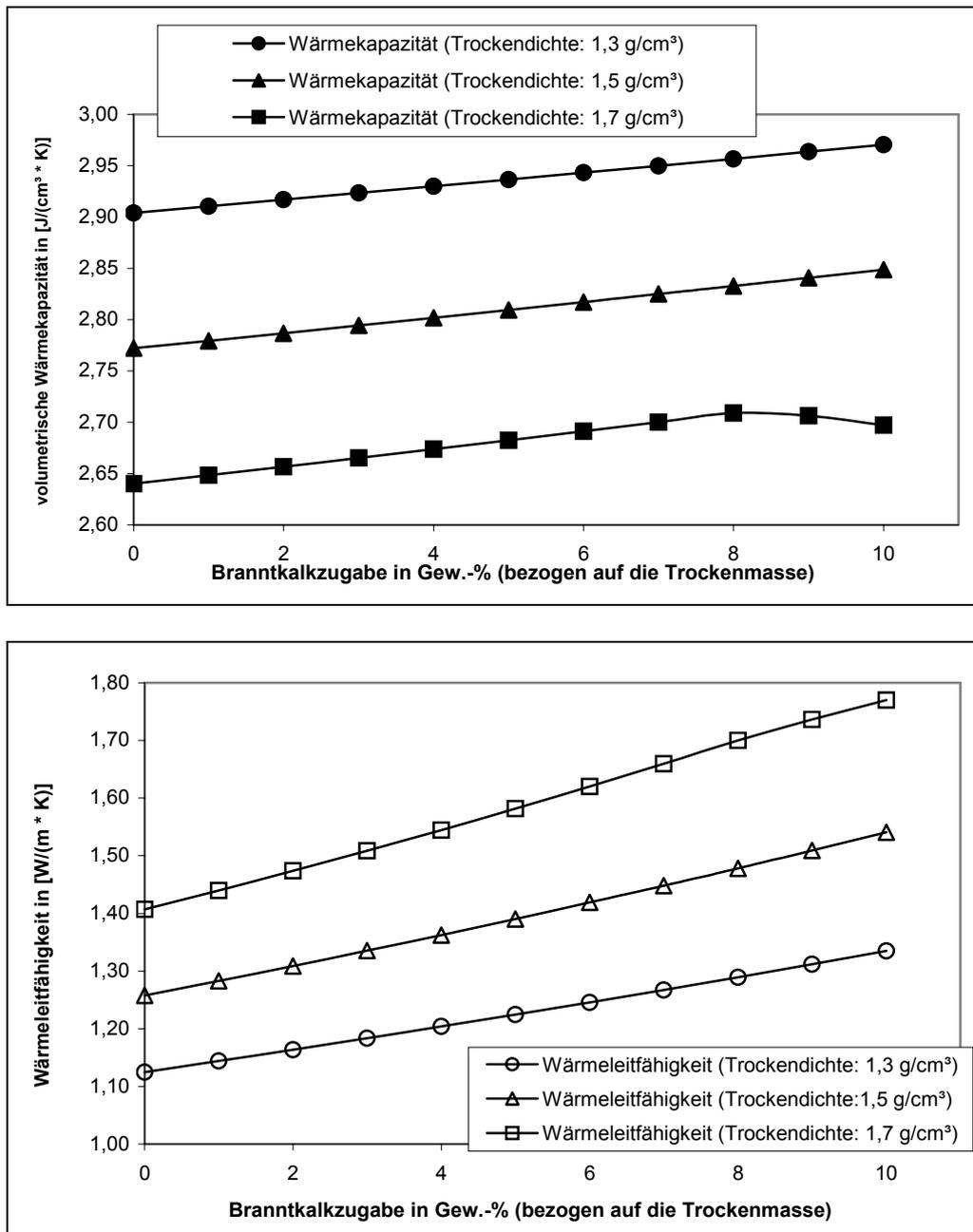


Abb. 7.57 thermische Eigenschaften der Böden in der Stabilisierungssäule in Abhängigkeit der Trockendichte und der Bindemittelzugabe (Sättigungszahl  $S_r$  der unbehandelten Böden = 0,9)

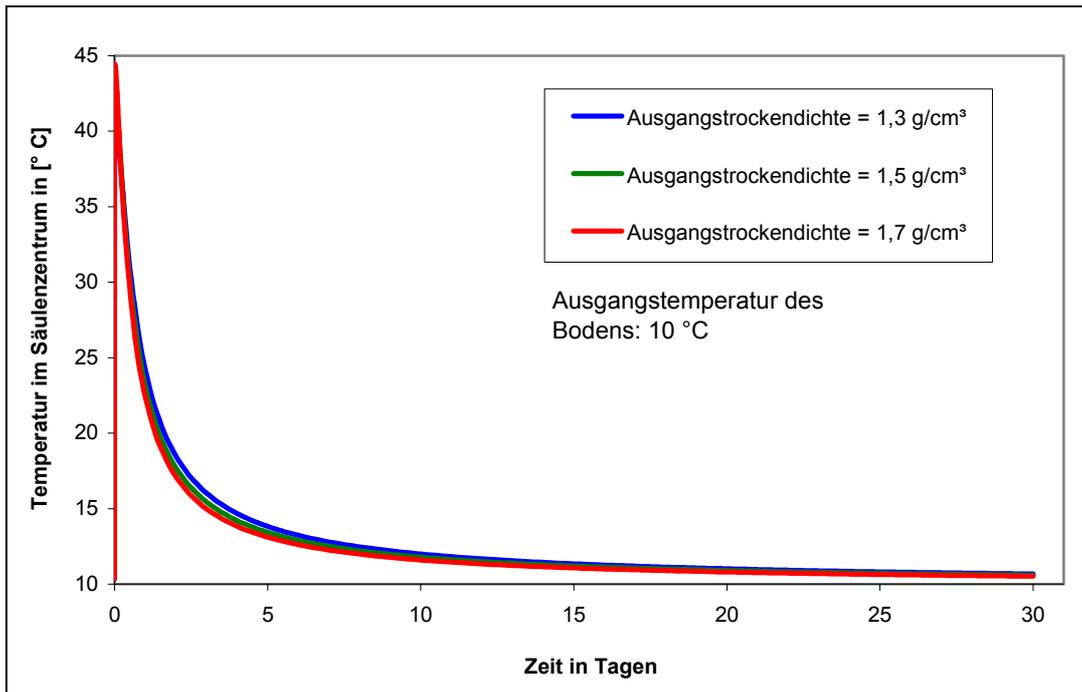


Abb. 7.58 Temperatur im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Trockendichte des unbehandelten Bodens (Sättigungsgrad  $S_r = 0,9$ )

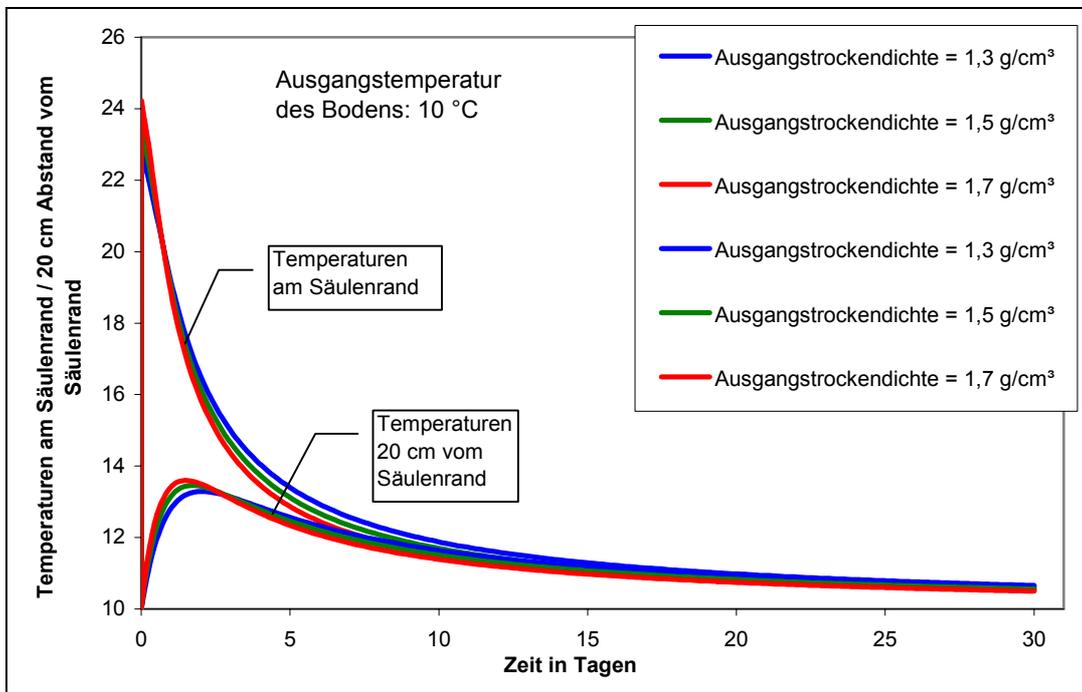


Abb. 7.59 Temperatur am Säulenrand und im Säulumfeld in Abhängigkeit der Trockendichte des unbehandelten Bodens (Sättigungsgrad  $S_r = 0,9$ )

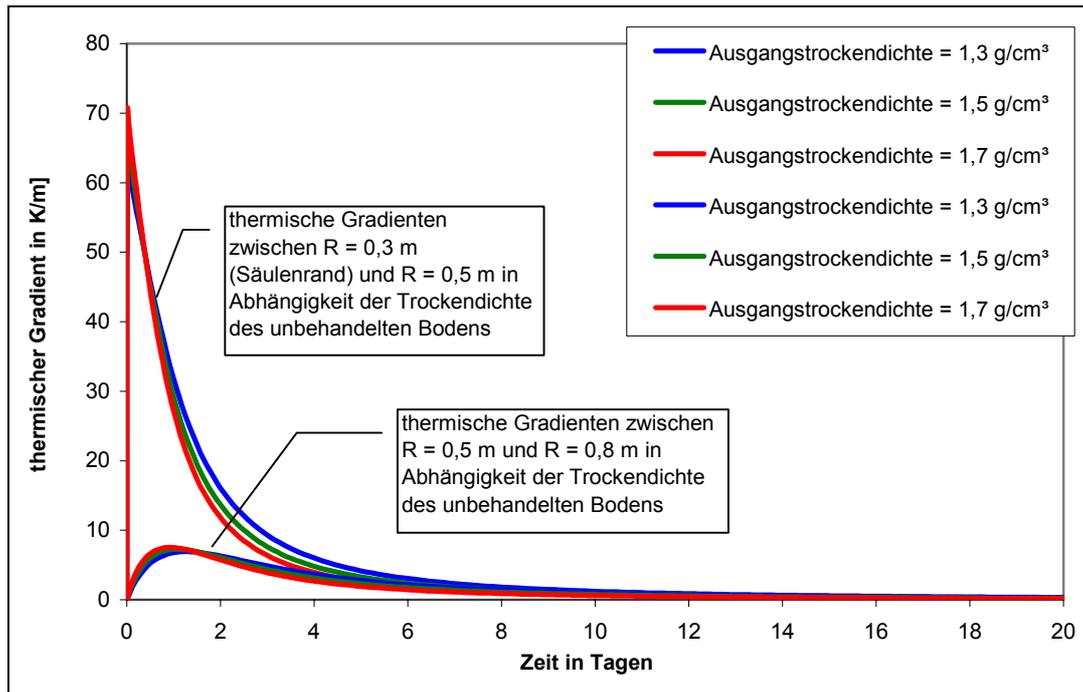


Abb. 7.60 thermischer Gradient zwischen dem Säulenrand ( $R = 30 \text{ cm}$ ) und dem Säulenumfeld ( $R = 50 \text{ cm}$ ) sowie im Umfeld der Säule zwischen  $R = 50 \text{ cm}$  und  $R = 80 \text{ cm}$  in Abhängigkeit der Ausgangssättigung des Bodens

Beim thermischen Gradienten können die Abweichungen im relevanten Zeitraum bis zu 40 % betragen. Hier ist festzustellen, dass der thermische Gradient zwischen Säulenzentrum und Säulenrand bzw. zwischen Säulenrand und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm bei Böden mit einer geringen Ausgangstrockendichte deutlich höher ausfällt als bei Böden mit einer hohen Ausgangstrockendichte (siehe Abbildung 7.60). Ursache hierfür ist die geringere Wärmekapazität und größere Wärmeleitfähigkeit, und damit größere Temperaturleitfähigkeit, der Böden mit hoher Trockendichte.

#### 7.3.4.3 Konzentration des Bindemittels (Branntkalk)

Die auf die Trockenmasse des Bodens bezogene Konzentration des Bindemittels bestimmt die Menge der beim Ablöschvorgang freigesetzten Wärmeenergie und die thermischen Eigenschaften des Kalk-Boden-Gemisches. Voraussetzung hierfür ist die vollständige Ablöschung (Hydratation) des in den Boden eingebrachten Branntkalkes. Die Zusammenhänge wurden bereits in den Abschnitten 7.1 und 7.2 dargestellt. Der Betrag der freigesetzten Wärmeenergie

lässt sich mit der nachstehend aufgeführten, unter Punkt 7.2.2 erläuterten, Gleichung (7.30) ermitteln.

$$\Delta H \left[ \text{KJ} / \text{cm}^3 \right] = 1,154 \left[ \text{KJ} / \text{g}_{\text{CaO}} \right] \cdot \text{BKZ} \cdot \rho_d$$

Der Einfluss der Bindemittelkonzentration auf die Temperaturentwicklung in der Stabilisierungssäule und deren Umfeld wird nachfolgend anhand der bereits beschriebenen Referenzsäule von 60 cm Durchmesser und 8 m Länge untersucht. Der Referenzboden weist wiederum eine Sättigung von 90 % und eine Trockendichte von 1,5 g/cm<sup>3</sup> auf.

Es werden die Einflüsse der Bindemittelkonzentration bei einer Zugabe von 5 % Branntkalk, 7,5 % Branntkalk und 10 % Branntkalk (Referenz) untersucht. Die bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk üblicherweise zugegebene Menge an Bindemittel liegt zwischen 5 % und 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens. In selteneren Fällen wurden auch höhere Konzentrationen verwendet (Broms und Boman, 1977-b). In den Abbildungen 7.61 bis 7.65 ist der Einfluss der Bindemittelkonzentration auf die Temperaturentwicklung in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden sowie auf das sich einstellende thermische Gefälle dargestellt.

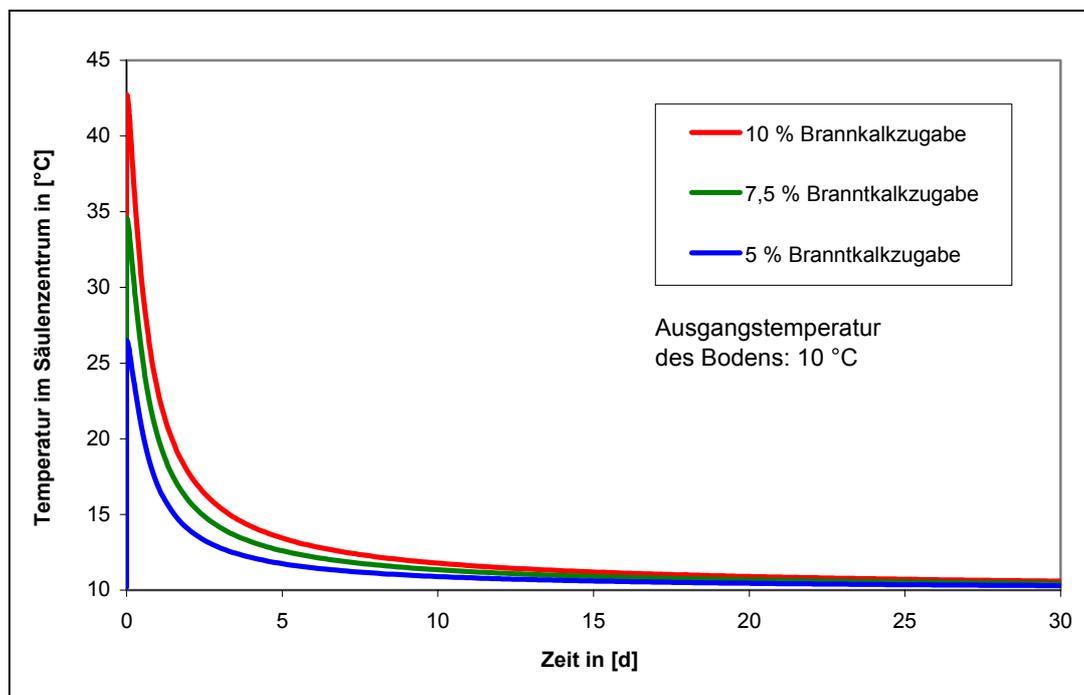


Abb. 7.61 Temperatur im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Bindemittelkonzentration

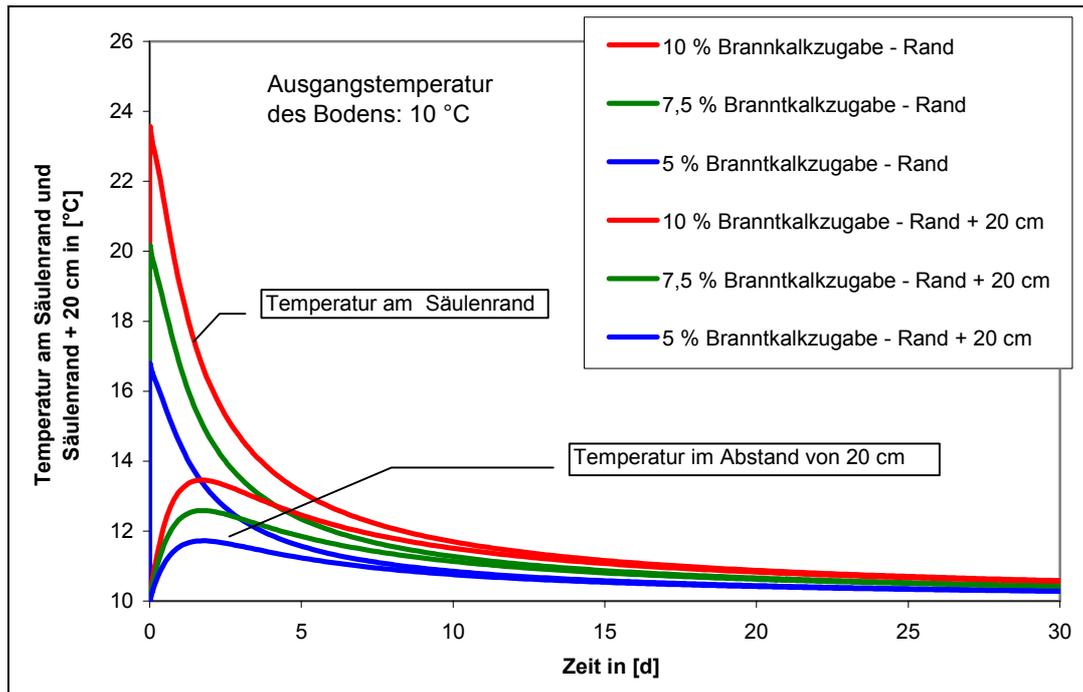


Abb. 7.62 Temperatur am Säulenrand und im Säulumfeld in Abhängigkeit der Bindemittelkonzentration

Die Auswertung der Berechnungsergebnisse zeigt den direkten Zusammenhang zwischen der Bindemittelkonzentration und den erreichbaren Temperaturen in der Stabilisierungssäule und deren Umfeld. So beträgt die ermittelte Temperaturerhöhung im Säulenzentrum und deren Umfeld bei einer Zugabe von 7,5 % Brantkalk  $\approx 75\%$  des Wertes, der bei einer zehnpromzentigen Zugabe erreicht wird. Analog zum Letztgenannten verhält sich die Temperaturerhöhung bei einer Zugabe von 5 % Brantkalk. Die erreichten Werte betragen  $\approx 50\%$  der Referenzwerte bei 10 % Bindemittelzugabe. Dieser Zusammenhang wird durch die Darstellung der normierten Temperaturerhöhung verdeutlicht (Abb. 7.64).

Die gleiche Abhängigkeit gilt für das thermische Gefälle in der Stabilisierungssäule und deren Umfeld. So beträgt der thermische Gradient im Umfeld der Säule zwischen  $R = 50\text{ cm}$  (20 cm Abstand zum Säulenrand) und  $R = 80\text{ cm}$  bei einer Zugabe von 7,5 % Brantkalk beispielsweise ebenfalls  $\approx 75\%$  des Referenzwertes bei 10 % Bindemittelzugabe (Abbildung 7.63). Die Gradientenverläufe lassen sich ebenso wie die Temperaturverläufe normiert darstellen, wobei auf der Abszisse der Betrag des thermischen Gradienten dividiert durch die Bindemittelkonzentration dargestellt wird. Die normierten Verläufe können Abbildung 7.65 entnommen werden.

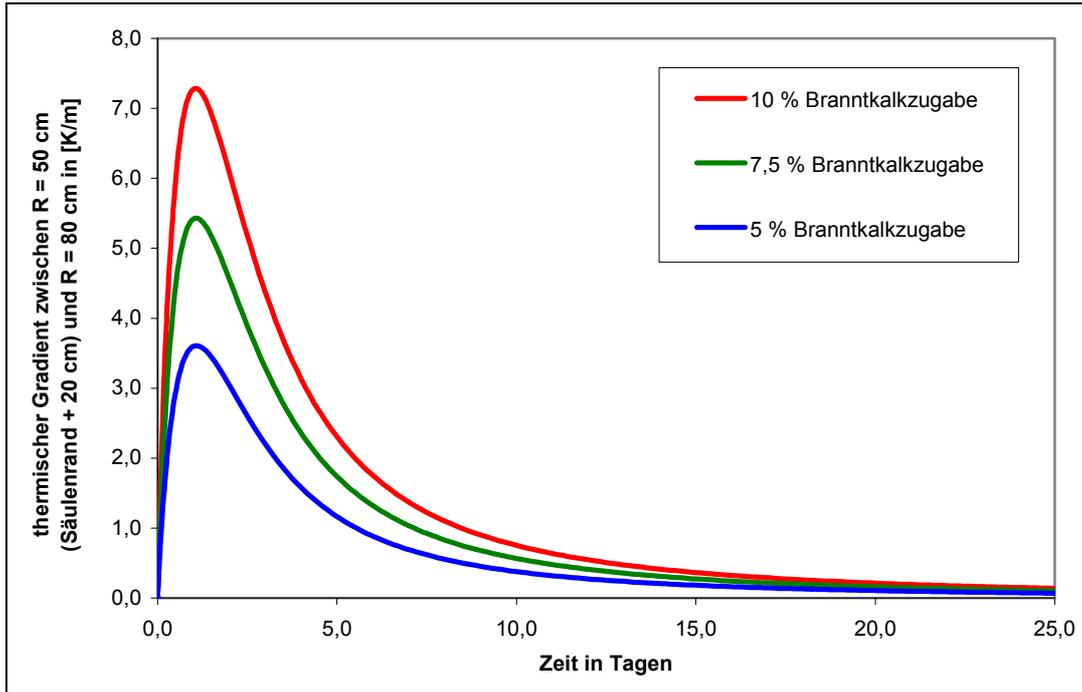


Abb. 7.63 thermischer Gradient zwischen dem Säulenrand im Umfeld der Säule zwischen R = 50 cm und R = 80 cm in Abhängigkeit der Bindemittelkonzentration

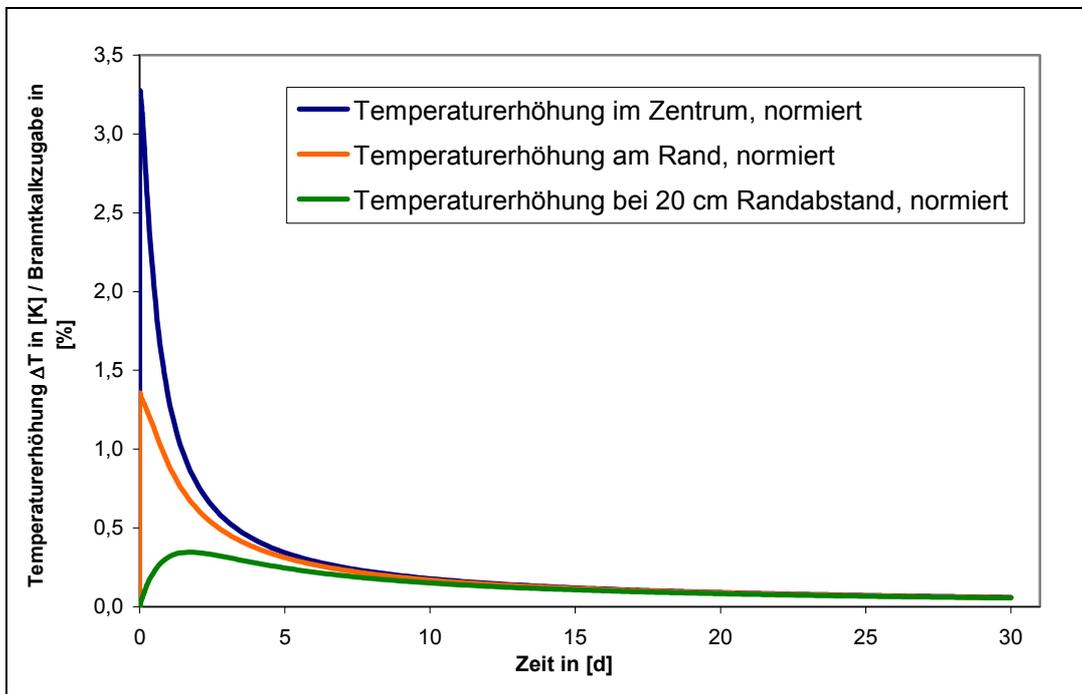


Abb. 7.64 normierte Temperaturerhöhung in der Stabilisierungssäule und ihrem Umfeld für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

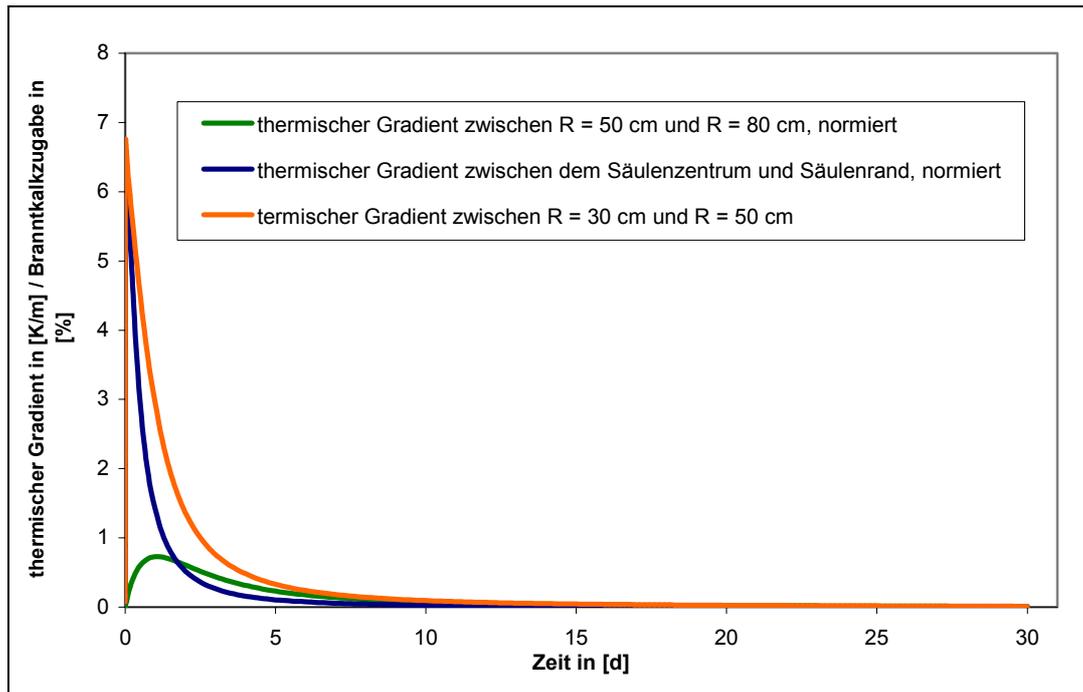


Abb. 7.65 normierte thermische Gradienten in der Stabilisierungssäule und ihrem Umfeld für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

Aufgrund der guten Übereinstimmung von Temperaturerhöhung und Bindemittelkonzentration bieten sich Temperaturmessungen zur Kontrolle des Bindemittelgehalts bzw. der Bindemittelverteilung im stabilisierten Boden als Instrument der Qualitätssicherung an. Die gewonnenen Berechnungsergebnisse bestätigen diesbezüglich die unter Punkt 7.3.3.2.1 (Berechnung des zeitabhängigen Temperaturverlaufs im Zentrum der Einzelsäule mit FEM) getroffenen Aussagen.

#### 7.3.4.4 Geometrische Abmessungen (Durchmesser der Stabilisierungssäulen)

Die geometrischen Abmessungen der Stabilisierungssäule bestimmen das Verhältnis der Säulenoberfläche zu ihrem Volumen (Abb. 7.66). Das Säulenvolumen und die Bindemittelkonzentration bestimmen die absolute Menge an eingebrachter Wärmeenergie je Stabilisierungssäule (Abb. 7.67).

Die Grundlage der vergleichenden Berechnungen bildet wiederum ein zu 90 % gesättigter Boden mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  im Ausgangszustand. Die Bindemittelzugabe beträgt 10 % Branntkalk, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens.

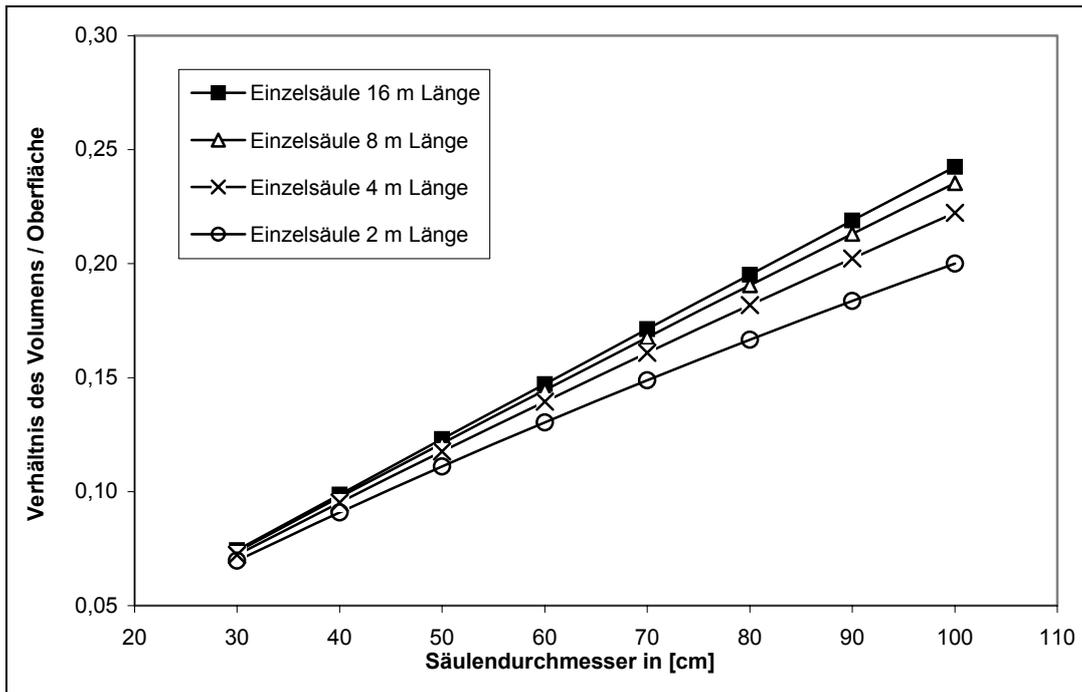


Abb. 7.66 Verhältnis des Säulenvolumens zur Oberfläche in Abhängigkeit des Durchmessers und der Länge der Stabilisierungssäulen (unter Berücksichtigung der Endflächen)

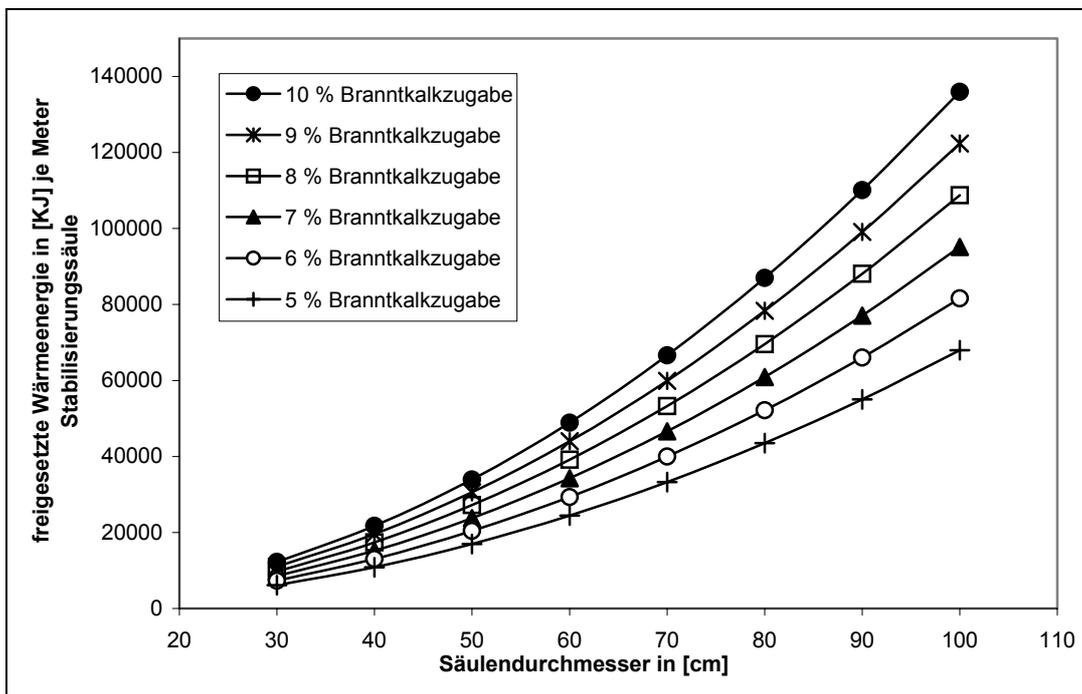


Abb. 7.67 freigesetzte Wärmeenergie je Meter Kalk-Boden-Säule in Abhängigkeit des Durchmessers

Das Verhältnis des Säulenvolumens zu seiner Oberfläche bestimmt die Geschwindigkeit, mit der die Stabilisierungssäule auskühlt.

Das mittlere Temperaturniveau im Zentrum der Säule mit 90 cm Durchmesser beträgt bis zum 12. Tag nach dem Einbringen des Bindemittels 18,8 °C. Dies entspricht einer Erhöhung von 8,8 Kelvin gegenüber der Ausgangstemperatur von 10 °C. Der gesamte Abkühlungsprozess benötigt  $\geq 50$  Tage (Abbildung 7.68).

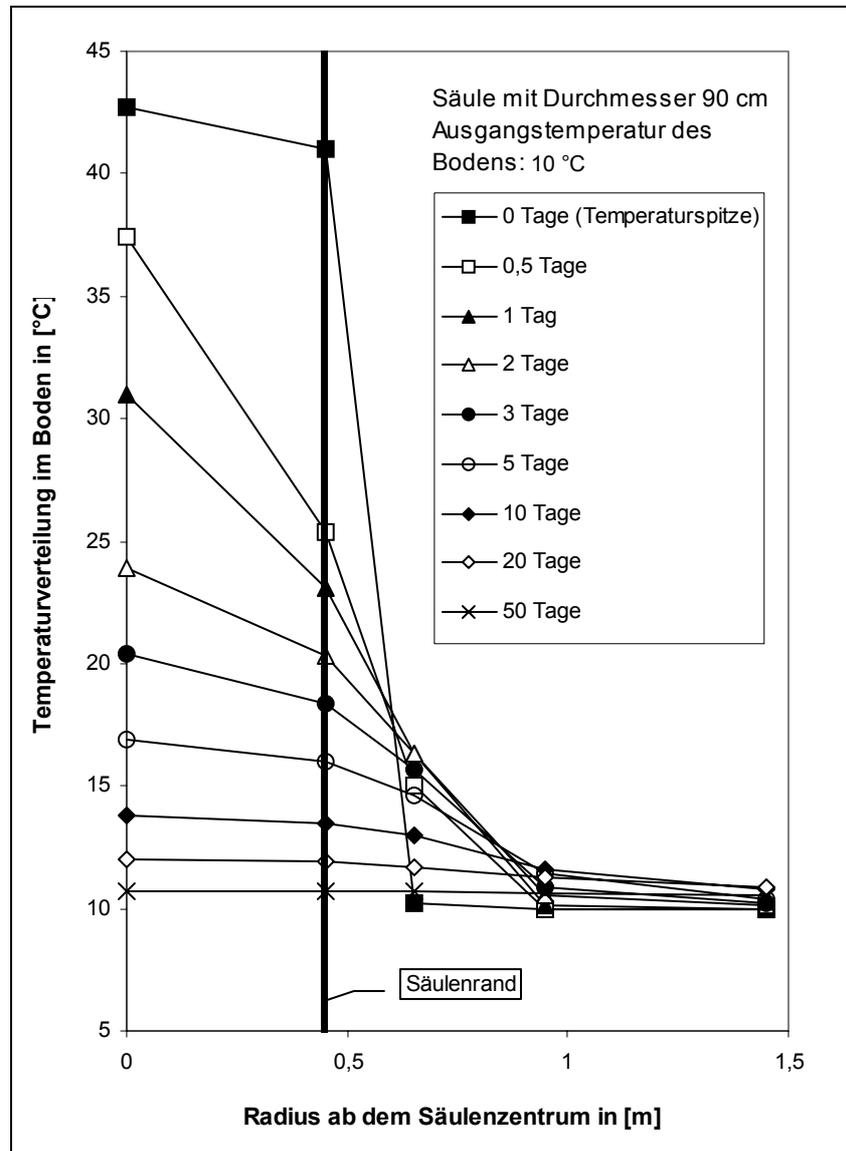


Abb. 7.68 Temperaturverteilung in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden in Abhängigkeit des Durchmessers und der Abkühlungsdauer (Durchmesser 90 cm)

Im Vergleich zum vorgenannten Beispiel beträgt der Abkühlungszeitraum der Säule mit 60 cm Durchmesser  $\approx 30 - 35$  Tage (Temperatur im Zentrum  $\leq 10,5$  °C). Die mittlere Temperatur im Säulenzentrum beträgt bis zum 12. Tag 15,2 °C, entsprechend einer Erhöhung von 5,2 Kelvin gegenüber dem Ausgangszustand (Abbildung 7.69).

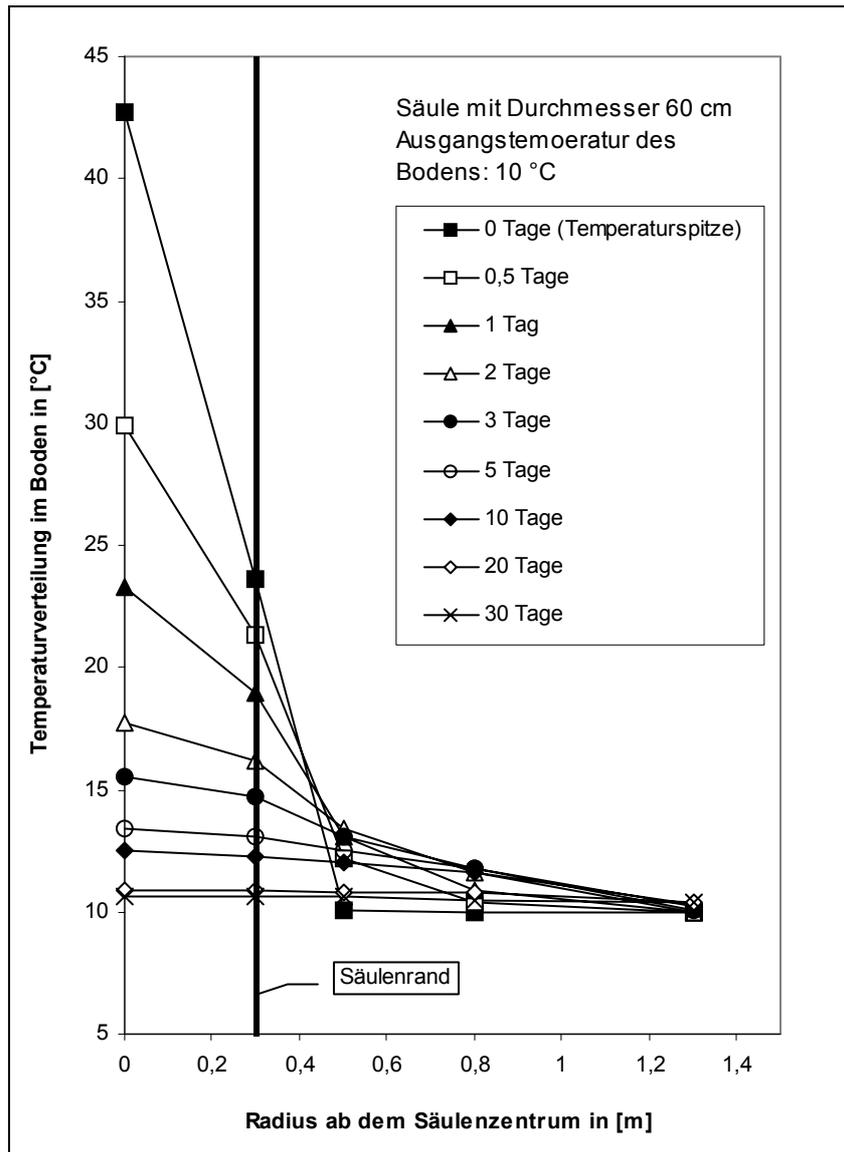


Abb. 7.69 Temperaturverteilung in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden in Abhängigkeit des Durchmessers und der Abkühlungsdauer (Durchmesser 60 cm)

Bei einer Stabilisierungssäule mit 30 cm Durchmesser beträgt die Abkühlungsdauer  $\approx 12$  Tage, wobei die mittlere Temperatur im Säulenzentrum in diesem Zeitraum 11,9 °C beträgt. Die mittlere Temperaturerhöhung beträgt vom Zeitpunkt des Einbringens des Bindemittels bis zur annähernd vollständigen Abkühlung (Temperatur im Säulenzentrum  $\leq 10,4$  °C)  $\approx 2$  Kelvin und liegt somit deutlich unter den Werten der Säulen mit 90 cm bzw. 60 cm Durchmesser (Abbildung 7.70).

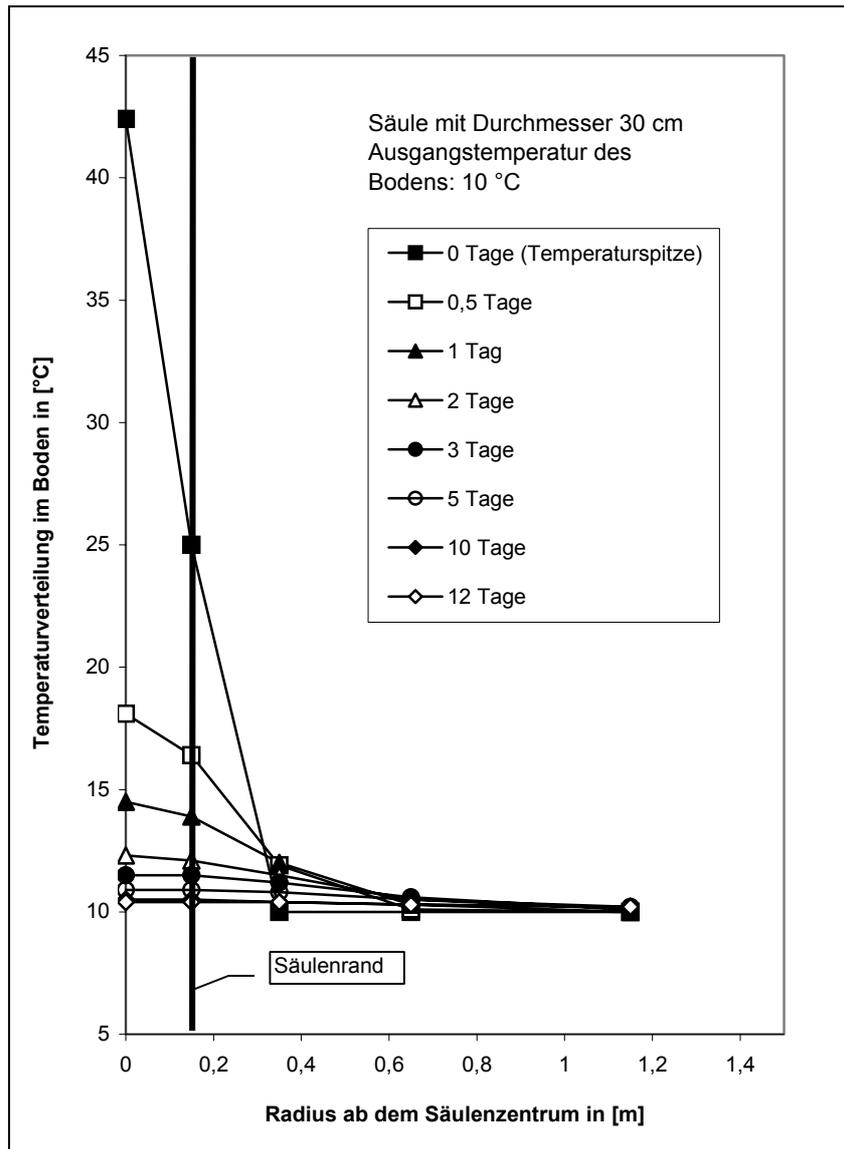


Abb. 7.70 Temperaturverteilung in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden in Abhängigkeit des Durchmessers und der Abkühlungsdauer (Durchmesser 30 cm)

Die Abbildung 7.71 zeigt die Temperaturen im Säulenzentrum im unmittelbaren Vergleich. Praktisch keinen Einfluss hat die Säulengeometrie auf den erreichbaren Maximalwert der Temperatur im Zentrum der Stabilisierungssäule. Er beträgt bei allen betrachteten Durchmessern zwischen 42 °C und 43 °C. Der Maximalwert wird jeweils nach  $\approx 20$  Minuten Reaktionszeit erreicht.

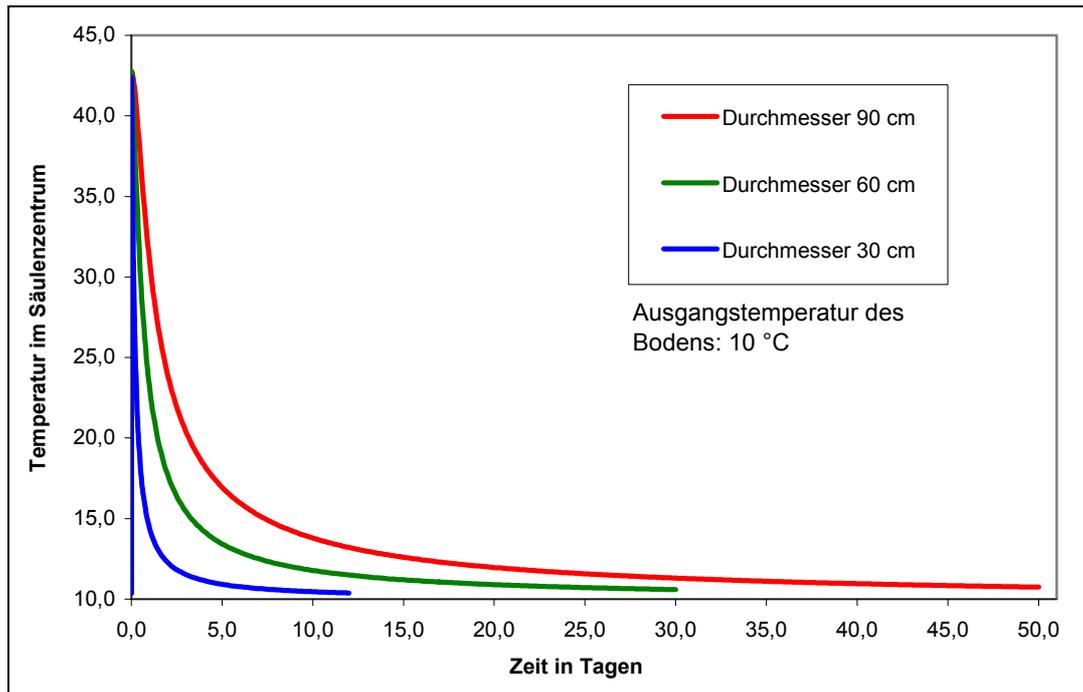


Abb. 7.71 Temperatur im Säulenzentrum in Abhängigkeit des Säulendurchmessers

Der Säulendurchmesser beeinflusst neben den Temperaturverläufen in der Kalk-Boden-Säule und deren Umfeld auch das sich einstellende thermische Gefälle im Boden.

Bei der Säule mit 90 cm Durchmesser stellt sich der größte thermische Gradient zwischen dem Säulenrand und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm ein (Abbildung 7.68). Dieser Sachverhalt ist durch das hohe Temperaturniveau im gesamten Säulenquerschnitt aufgrund der langsamen Auskühlung bedingt. Der Spitzenwert beim thermischen Gradienten beträgt  $\approx 154$  Kelvin/m und stellt sich zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums (Reaktionszeit  $\approx 20$  Minuten) am Rand der Säule ein.

Bei der Säule mit 60 cm Durchmesser verläuft die Auskühlung der Säule rascher. Letzteres wird durch das sich einstellende thermische Gefälle zwischen Säulenzentrum und Säulenrand deutlich. In der Anfangsphase entspricht der thermische Gradient zwischen Säulenzentrum und Rand annähernd dem Gradienten zwischen dem Säulenrand und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm. Das Temperaturgefälle zwischen Säulenzentrum und dem näheren Umfeld der Säule ist annähernd konstant. Die erreichten Spitzenwerte des Temperaturgefälles betragen 63,8 und 67,4 Kelvin/m. Im weiteren Verlauf des Abkühlungsprozesses nimmt das Temperaturgefälle in der Säule gegenüber dem umgebenden Boden etwas ab (Abbildung 7.69).

Am deutlichsten werden die vorgenannten Zusammenhänge am Beispiel der Stabilisierungssäule mit 30 cm Durchmesser. Bei ihr beträgt das Verhältnis vom Volumen zur Oberfläche 0,07 gegenüber einem Verhältnis von 0,21 für eine Säule mit 90 cm Durchmesser (8 Meter Säulenlänge). Dies entspricht dem Faktor 3.

Die freisetzbare Menge an Wärmeenergie beträgt bei der Säule mit 30 cm Durchmesser 12236 KJ/m, bei der Säule mit 90 cm Durchmesser 110121 KJ/m (bei jeweils 10 % Branntkalkzugabe und vollständiger Hydratation). Dies entspricht dem neunfachen Wert. Während das Verhältnis vom Säulenvolumen zur Mantelfläche (unter Vernachlässigung der Endflächen) mit wachsendem Durchmesser linear zunimmt, wächst der Betrag an freisetzbarer Wärmeenergie quadratisch. Mit zunehmendem Säulendurchmesser kann also bei gleicher Temperaturleitfähigkeit des Bodens immer weniger Wärme pro Zeiteinheit über die Mantelfläche der Säule im Verhältnis zur freigesetzten Wärmeenergie abgegeben werden. Das Temperaturniveau in der Säule bleibt höher und der Abkühlungsprozess dauert länger an.

Die Stabilisierungssäule mit 30 cm Durchmesser kühlt so schnell aus, dass sich das größte Temperaturgefälle zwischen Säulenzentrum und Säulenrand einstellt. Der erreichte thermische Gradient beträgt maximal 115,6 Kelvin/m und wird zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums erreicht. Demgegenüber erreicht der thermische Gradient zwischen Säulenrand und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm einen Höchstwert von 75,2 Kelvin/m (Abbildung 7.70).

#### 7.3.4.5 Jahreszeitlich bedingte Temperaturschwankungen

Wie in Abschnitt 7.3.2 aufgeführt, beträgt in Deutschland die mittlere Oberflächentemperatur des Bodens im Winterhalbjahr zwischen 4 und 5 °C und im Sommer zwischen 15 und 16 °C. Ab einer Tiefe von rund 6 m unter der Erdoberfläche sind die jahreszeitlichen Einflüsse sehr gering und die Bodentemperatur bleibt annähernd konstant. Die mittlere Temperatur beträgt hier  $\approx 10$  °C. Zur Untersuchung der jahreszeitlichen Einflüsse auf die Temperaturentwicklung im Boden und das sich einstellende thermische Gefälle werden nachfolgend die Berechnungsergebnisse von FE-Berechnungen mit einem jahreszeitlich beeinflussten Temperaturmodell dargestellt. Dabei wird zum einen der Baugrund mit einer winterlichen Temperaturverteilung, zum anderen mit einer sommerlichen Temperaturverteilung abgebildet. Im Winter beträgt die gewählte Oberflächentemperatur 5 °C und im Sommer 15 °C. Ab einer Tiefe von 6 m wird

der Baugrund mit einer konstanten Temperatur von 10 °C angenommen. Die dazwischenliegende Temperaturverteilung ist linear und wurde in einem ersten Berechnungsschritt ermittelt. Die Baugrundmodelle für das Sommer- und das Winterhalbjahr sind in den Abbildungen 7.72 und 7.73 dargestellt.

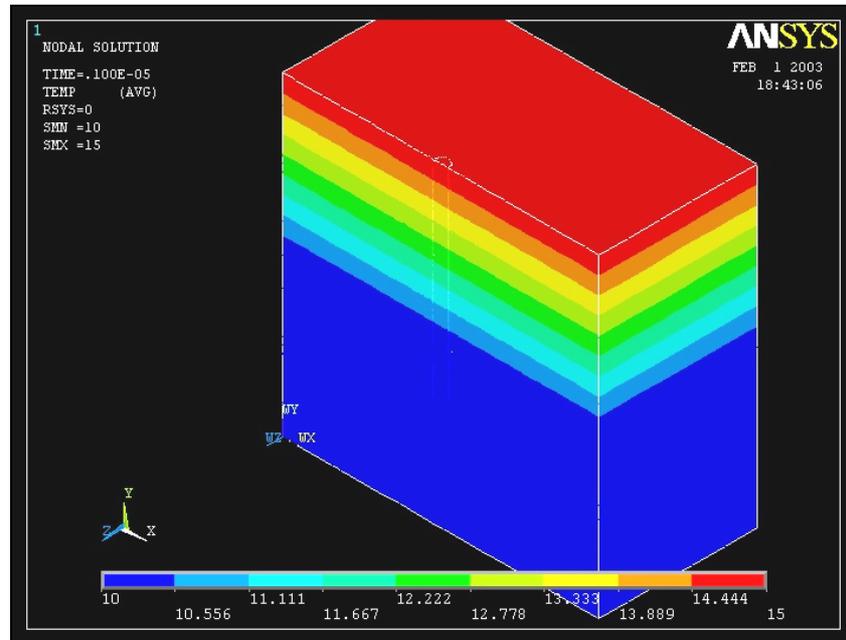


Abb. 7.72 Baugrundmodell für das Sommerhalbjahr mit linearer Temperaturverteilung im Ausgangszustand (Bodenoberfläche: 15 °C, ab 6 m unter GOK: 10 °C, konstant)

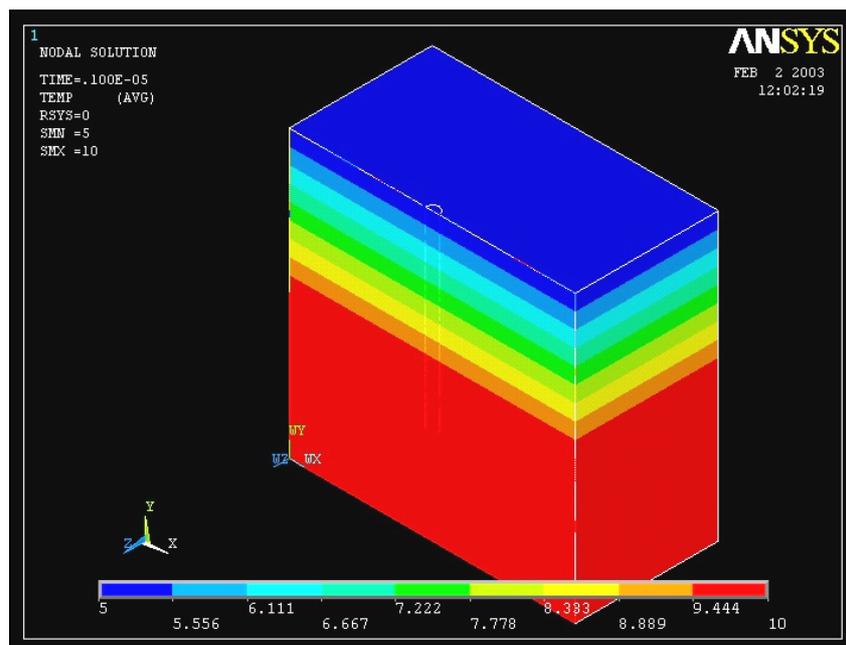


Abb. 7.73 Baugrundmodell für das Winterhalbjahr mit linearer Temperaturverteilung im Ausgangszustand (Bodenoberfläche: 5 °C, ab 6 m unter GOK: 10 °C, konstant)

Die Grundlage der vergleichenden Berechnung bildet wieder eine Kalk-Boden-Säule mit 60 cm Durchmesser und 8 m Länge sowie einer Branntkalkkonzentration von 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens. Der Ausgangsboden weist eine Sättigung von 90 % und eine Trockendichte von 1,5 g/cm<sup>3</sup> auf. Die Temperaturverteilung im Baugrund überträgt sich auch auf die Stabilisierungssäule und das von ihr erwärmte Umfeld.

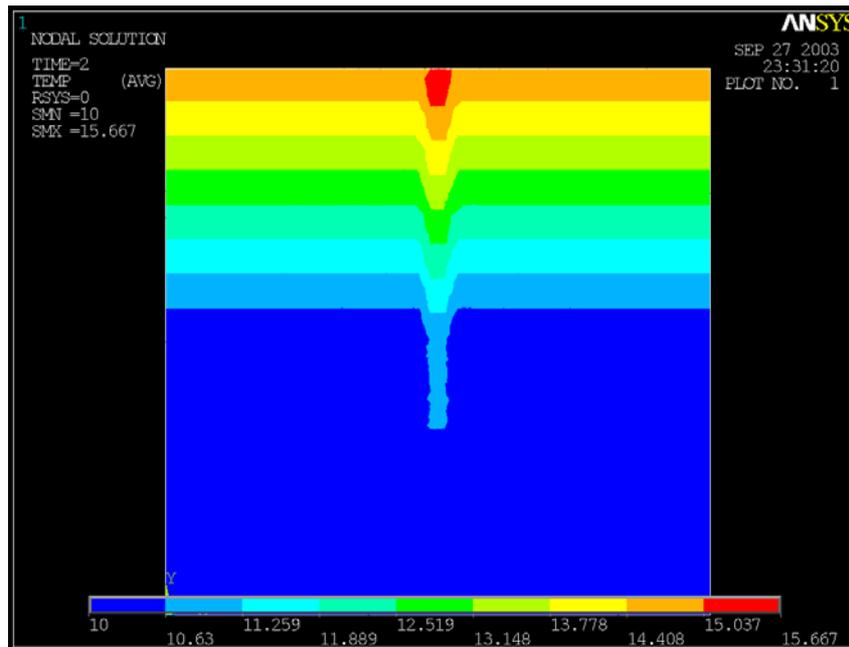


Abb. 7.74 Temperaturverteilung im Boden 2 Sekunden nach Reaktionsbeginn (Sommer)

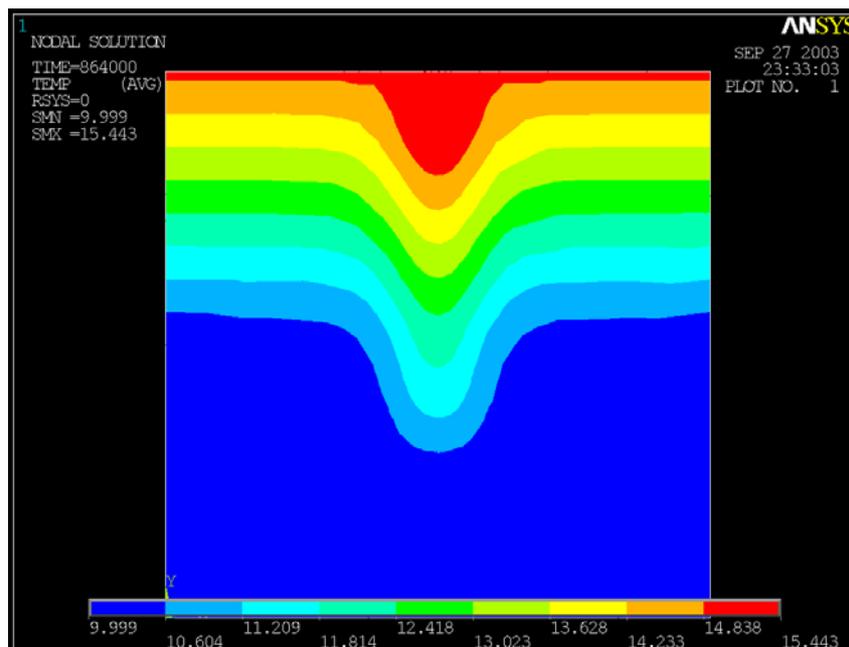


Abb. 7.75 Temperaturverteilung im Boden 10 Tage nach Reaktionsbeginn (Sommer)

Aus den Abbildungen 7.74 bis 7.77 wird ersichtlich, dass die erreichte Temperatur von der Ausgangstemperatur in der jeweiligen Schicht abhängt und die Temperaturdifferenz zwischen den einzelnen Schichten annähernd konstant bleibt.

Die Abbildungen 7.76 bis 7.77 zeigen die Temperaturverteilungen für das Winterhalbjahr.

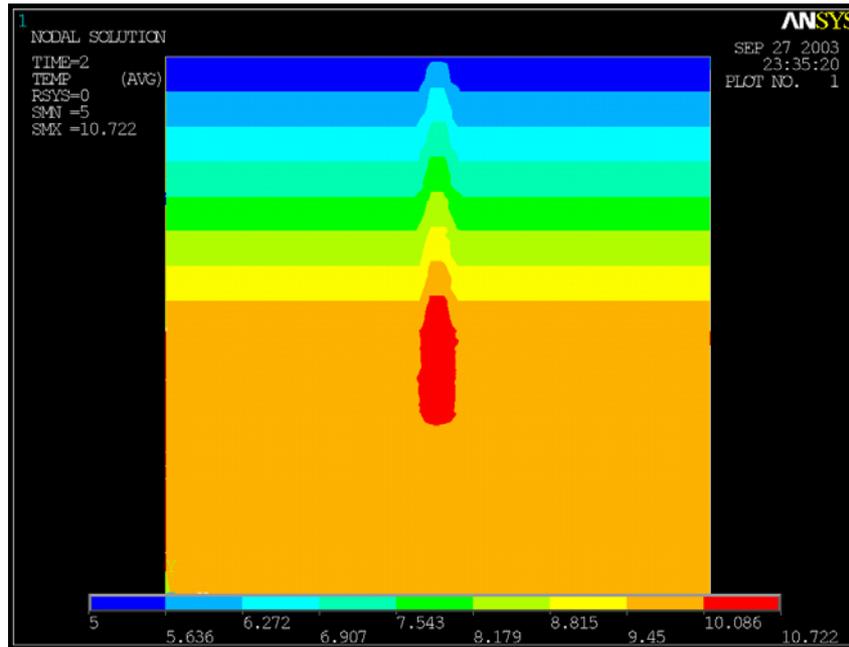


Abb. 7.76 Temperaturverteilung im Boden 2 Sekunden nach Reaktionsbeginn (Winter)

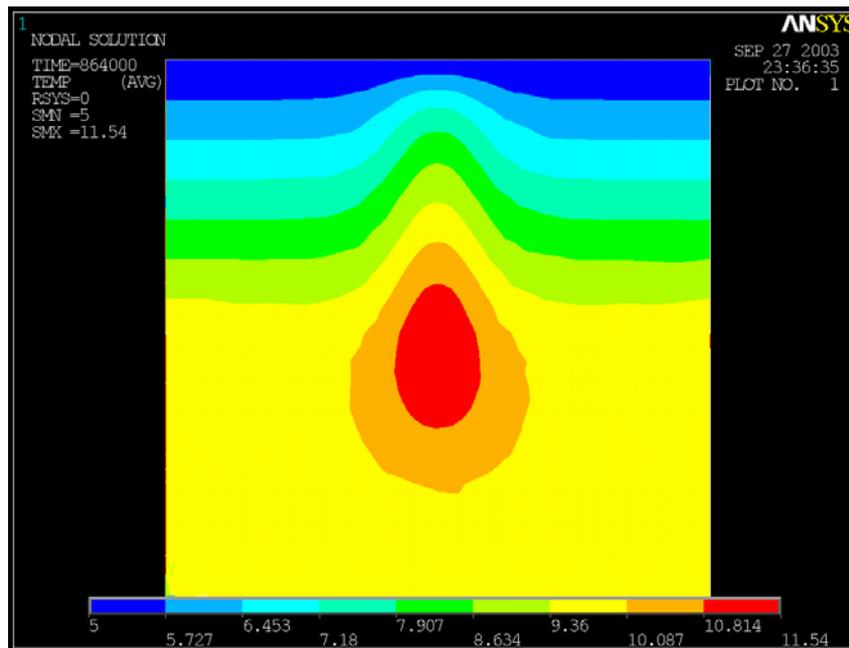


Abb. 7.77 Temperaturverteilung im Boden 10 Tage nach Reaktionsbeginn (Winterhalbjahr)

Die numerische Auswertung des Temperaturverlaufes in der Stabilisierungssäule und deren Umfeld in Abhängigkeit der Tiefenlage und der Jahreszeit kann den Abbildungen 7.78 bis 7.80 entnommen werden.

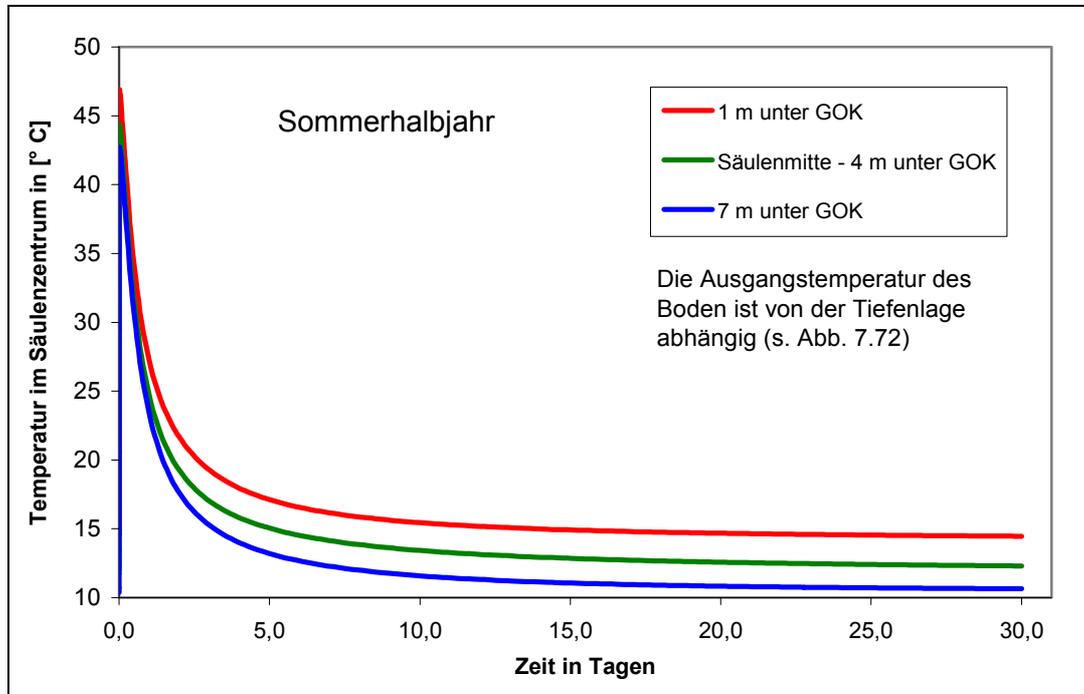


Abb. 7.78 Temperaturverteilung im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Tiefe (Sommer)

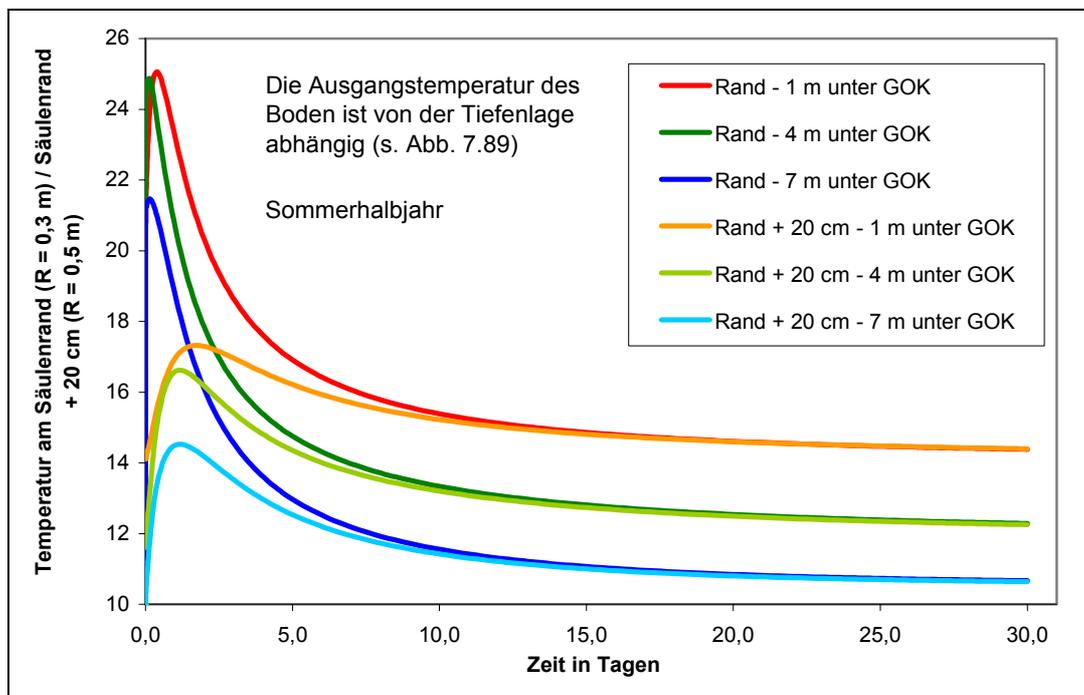


Abb. 7.79 Temperaturverteilung am Rand und im Umfeld der Säule im Abstand von 20 cm zum Rand in Abhängigkeit der Tiefe (Sommerhalbjahr)

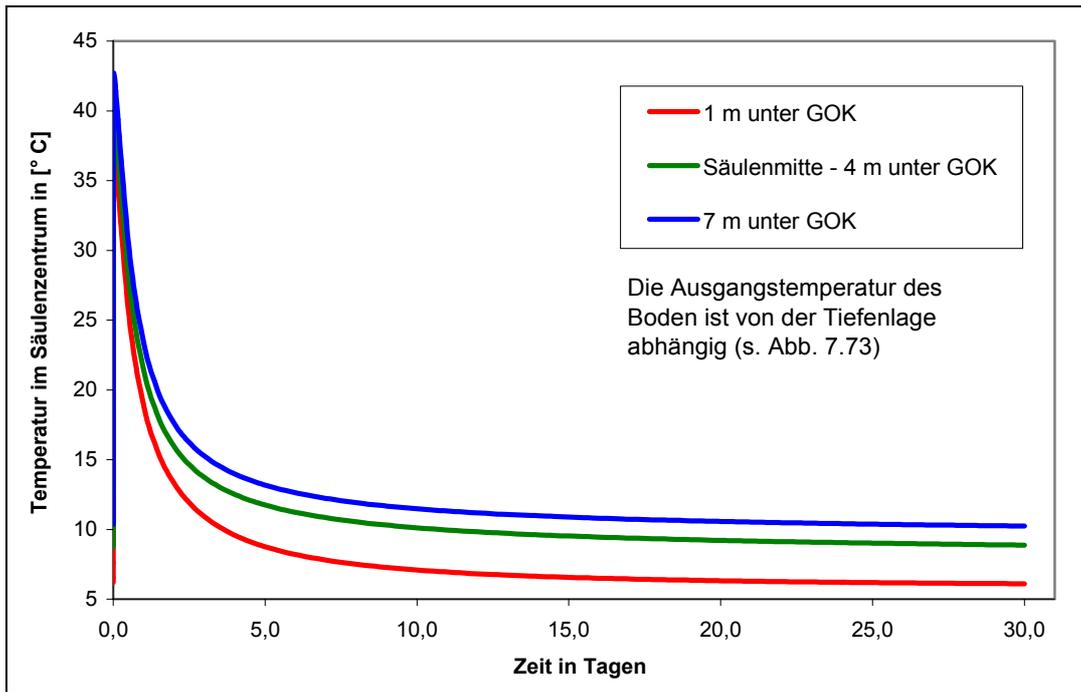


Abb. 7.80 Temperaturverteilung im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Tiefe (Winterhalbjahr)

Auf den Verlauf des thermischen Gradienten zwischen dem Säulenzentrum und dem Säulenrand hat die Tiefenlage praktisch keinen Einfluss (Abb. 7.81).

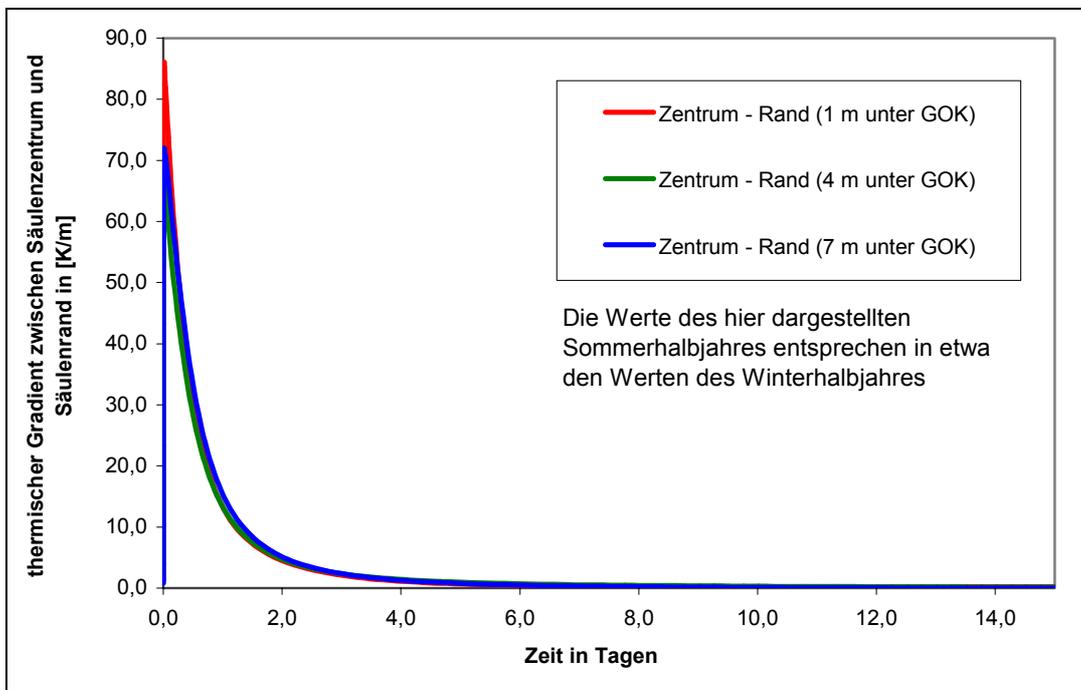


Abb. 7.81 thermisches Gefälle zwischen Säulenzentrum und Säulenrand in Abhängigkeit der Tiefenlage

### 7.3.4.6 Anordnung in Säulengruppen

Nachfolgend werden die Auswirkungen sich gegenseitig beeinflussender Temperaturfelder bei der Anordnung von Stabilisierungssäulen in Gruppen untersucht.

Die Grundlagen der Betrachtung sind wieder Stabilisierungssäulen von 60 cm Durchmesser und 8 m Länge. Der Boden weist im Ausgangszustand eine Sättigung von 90 % und eine Trockendichte von 1,5 g/cm<sup>3</sup> auf. Die Ausgangstemperatur des Bodens beträgt 10 °C. Die Bindemittelzugabe soll wiederum 10 % Branntkalk, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens, betragen. Der umgebende Boden wird als Quader mit 12 m Kantenlänge abgebildet. Der Berechnungszeitraum erstreckt sich über 30 Tage. Innerhalb dieser Zeitspanne wird bei der freistehenden Einzelsäule im Kern eine Abkühlung auf 10,5 °C, also annähernd der Ausgangszustand erreicht.

Verglichen werden die Temperaturverläufe einer freistehenden Einzelsäule mit denen einer Säule im Zentrum einer Gruppe von 9 Säulen und denen einer Säule am Rand dieser Gruppe (Abbildung 7.82). Der Achsenabstand der Säulen beträgt nach allen Seiten 1,20 m.

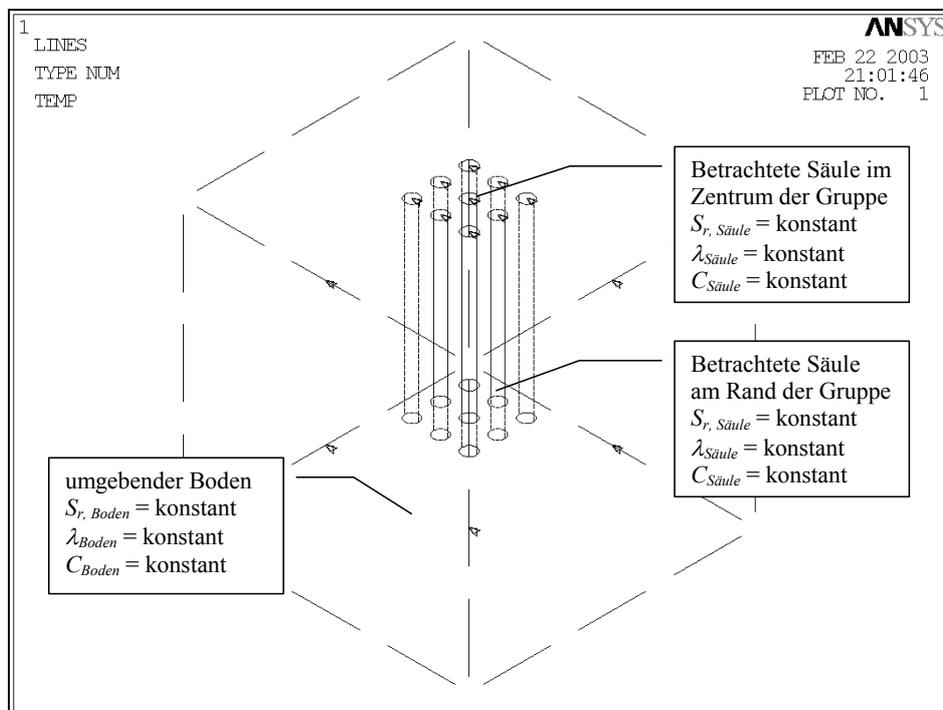


Abb. 7.82 Modell der Säulengruppe mit untersuchten Säulen (Quader mit 12 m Kantenlänge)

Das erforderliche FE-Netz wurde wiederum mit dem im Programm ANSYS® 6.1 integrierten Netzgenerator kreiert und im Bereich der Säulengruppe verdichtet. Es ist in Abbildung 7.83 dargestellt.

Der ermittelte Temperaturverlauf im Säulenzentrum der betrachteten Säulen am Rand und im Zentrum der Gruppe kann im Vergleich zur freistehenden Einzelsäule Abbildung 7.84 entnommen werden.

Aus der Abbildung 7.84 ist ersichtlich, dass der Temperaturverlauf im Zentrum der Stabilisierungssäulen bis zum ersten Tag nach dem Einbringen der Säulen unbeeinflusst von ihrer Anordnung ist. Ab diesem Zeitpunkt beginnt die gegenseitige Beeinflussung der Temperaturfelder, die sich im Umfeld der einzelnen Säulen eingestellt haben. Ab dem zweiten Tag ist schon ein deutlicher Unterschied bei den Temperaturverläufen sichtbar. Die Differenz zwischen der Temperatur im Zentrum der freistehenden Säule und der umschlossenen Säule beträgt zu diesem Zeitpunkt  $\geq 1$  Kelvin und nimmt im weiteren zeitlichen Verlauf bis zu einem Maximum von 4 Kelvin zu.

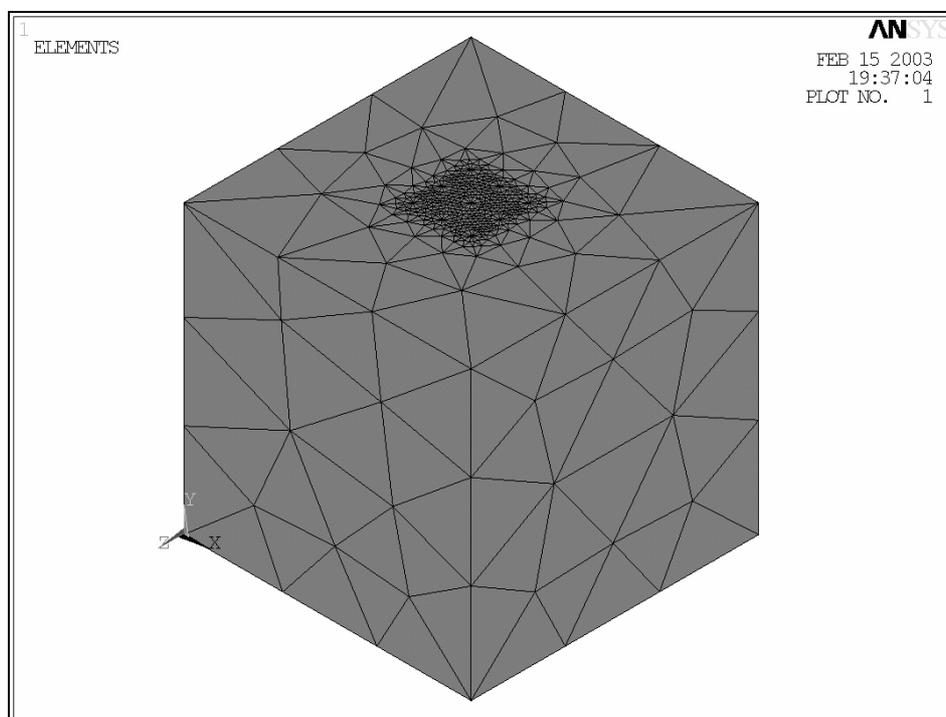


Abb. 7.83 das mit dem Netzgenerator kreierte und für die Berechnung der Gruppe gewählte FE-Netz

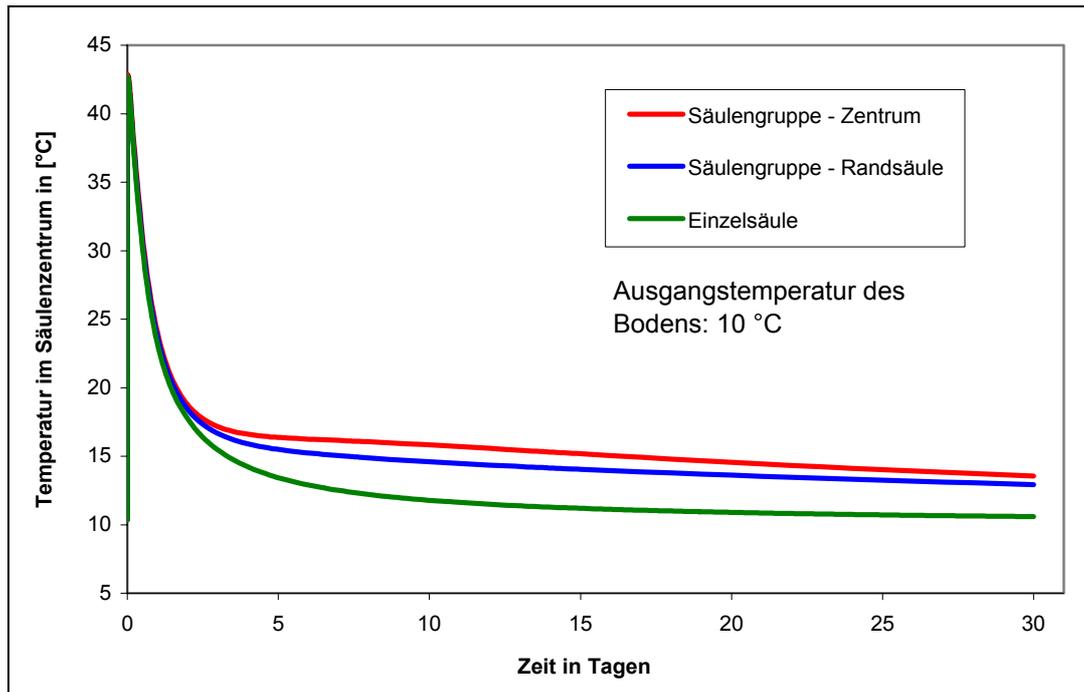


Abb. 7.84 Temperaturen in den Zentren der Stabilisierungssäulen in Abhängigkeit ihrer Position

Die Temperaturverteilung im Boden (Schnitt durch die mittlere Säulenreihe) nach 1, nach 5 und nach 14 Tagen kann den Abbildungen 7.85 bis 7.87 entnommen werden.

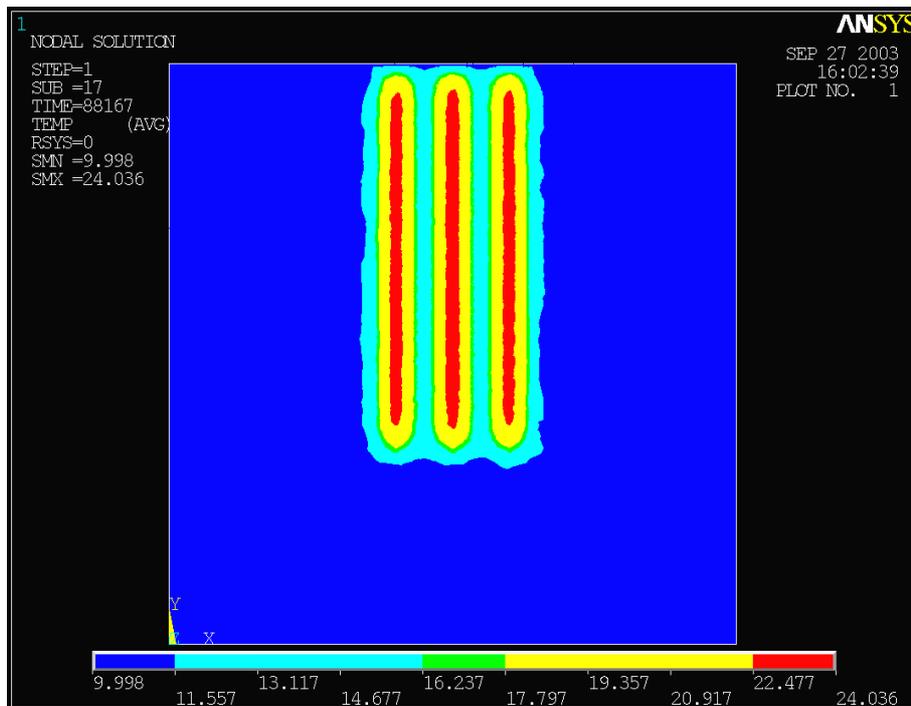


Abb. 7.85 Temperaturverteilung in der Säulengruppe und umgebendem Boden nach 1 Tag

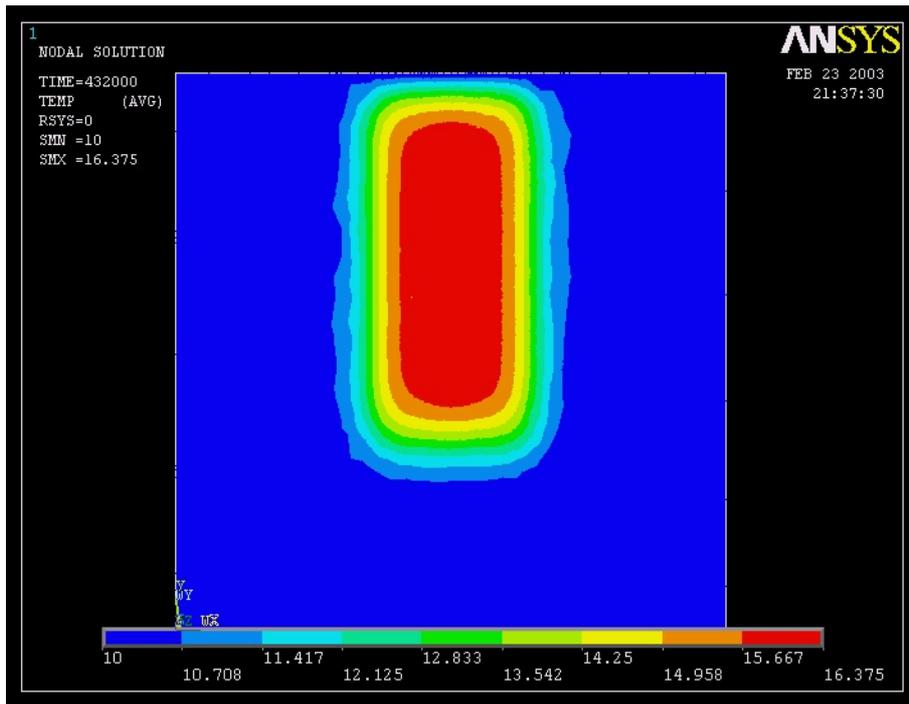


Abb. 7.86 Temperaturverteilung in der Säulengruppe und umgebendem Boden nach 5 Tagen

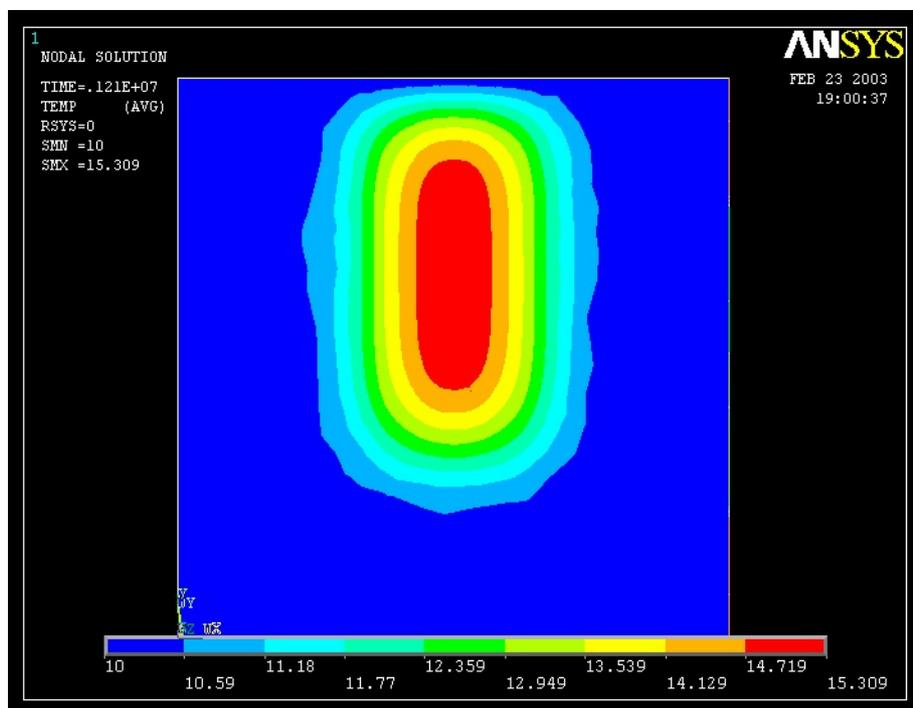


Abb. 7.87 Temperaturverteilung in der Säulengruppe und umgebendem Boden nach 14 Tagen

Wie aus den Temperaturverläufen und der Temperaturverteilung ersichtlich ist, wird das Temperaturgefälle innerhalb und außerhalb der Säulen ebenfalls durch deren Position beeinflusst. Bei der Säule im Zentrum der Gruppe tendiert der thermische Gradient nach 5 bis 10 Tagen annähernd gegen Null. Bei der Randsäule ist dagegen ein konstant höheres thermisches Gefälle zum Boden außerhalb des Stabilisierungsfeldes zu verzeichnen.

Die Abbildung 7.88 zeigt den Verlauf des thermischen Gradienten zwischen Säulenzentrum und Rand in den einzelnen Stabilisierungssäulen in Abhängigkeit ihrer Anordnung.

Generell lassen sich Unterschiede zwischen dem Temperaturniveau im Zentrum der Säulengruppe gegenüber der freistehenden Einzelsäule feststellen. Jedoch ist dieser Einfluss nur im Hinblick auf langfristige Betrachtungen von Interesse. Im Zeitraum der maßgeblichen Temperaturerhöhung (0 bis 2 Tage) verhalten sich die Einzelsäule und die Säulen im Zentrum und am Rand der Gruppe nahezu identisch, sowohl hinsichtlich der Temperaturerhöhung als auch im Hinblick auf das thermische Gefälle innerhalb der Säule und in ihrem unmittelbaren Randbereich.

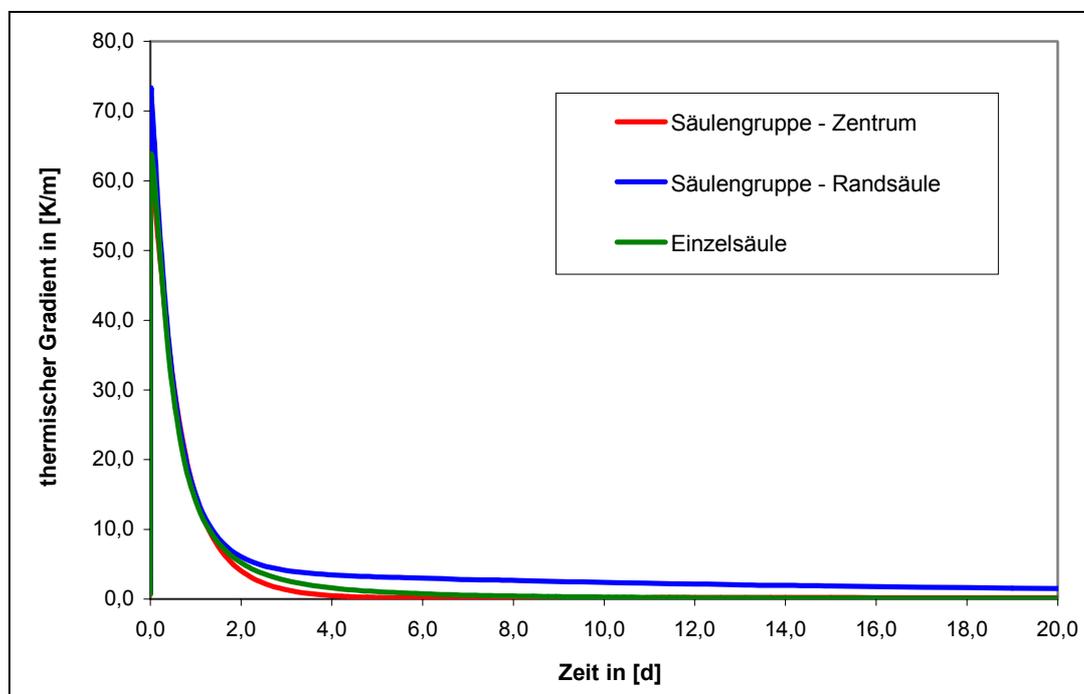


Abb. 7.88 thermischer Gradient zwischen Zentrum und Rand der Stabilisierungssäulen in Abhängigkeit ihrer Anordnung (Einzelsäule, Lage in der Gruppe)

#### 7.3.4.7 Wertung der Vergleichsberechnungen

Die vorangegangenen Vergleichsberechnungen haben gezeigt, dass die Temperaturentwicklung in den Stabilisierungssäulen aus einem Branntkalk-Boden-Gemisch im wesentlichen durch die Bindemittelkonzentration und den Säulendurchmesser bestimmt wird. Der Einfluss anderer Faktoren, wie Wassersättigung und Trockendichte des Bodens, blieb für die in Deutschland üblichen Kennwerte bei gering tragfähigen Böden gering.

Dies gilt auch für die erreichbare Spitztemperatur im Säulenzentrum. Dieser Wert ist weitestgehend unabhängig von den vorgenannten Bodeneigenschaften und auch unabhängig von der Säulengeometrie. Er wird maßgeblich durch die Bindemittelkonzentration in der Stabilisierungssäule und die Ausgangstemperatur der jeweiligen Bodenschicht bestimmt. Die Vergleichsberechnungen ergaben für alle untersuchten Einflussfaktoren Werte der Spitztemperatur zwischen 41,3 und 44,9 °C bei einer Bindemittelkonzentration von 10 %. Die höchsten Spitztemperaturen wurden dabei bei einer geringen Sättigung und einer hohen Trockendichte berechnet. Letzteres lässt sich auf die geringere Wärmekapazität geringer gesättigter bzw. höher verdichteter Böden zurückführen. Ein Einfluss des variierenden Säulendurchmessers auf die Spitztemperatur war praktisch nicht auszumachen. Die berechnete Differenz des Temperaturmaximums zwischen 90 cm Säulendurchmesser und 30 cm Säulendurchmesser beträgt 0,3 Kelvin.

Für Böden innerhalb einer Sättigungsgradspanne von  $S_r = 0,8$  bis  $S_r = 1,0$  und einer variierenden Trockendichte von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$  bis  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$  lässt sich die Maximaltemperatur im Säulenzentrum anhand der numerischen Ergebnisse wie folgt abschätzen:

$$T_{\max} = T_0 + 3,3 \text{ °C} \cdot BKZ \pm 2 \text{ °C} \quad (7.43)$$

wobei:  $T_{\max}$  = Temperaturmaximum im Zentrum der Stabilisierungssäule in [° C]

(Eintritt des Temperaturmaximums ca. 20 min nach Herstellung der Säule)

$T_0$  = Ausgangstemperatur des Bodens in [° C]

$BKZ$  = Branntkalkzugabe in Gewichts-% (bezogen auf die Trockenmasse des Bodens)

Die zitierte Abweichung von  $\pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$  resultiert aus den Einflüssen der Trockendichte und des Sättigungsgrades des unbehandelten Bodens. Sie können den nachfolgenden Abbildungen entnommen werden. Abbildung 7.89 stellt den Einfluss der Trockendichte auf die Temperaturerhöhung im Säulenkern dar, Abbildung 7.90 den Einfluss der Sättigung:

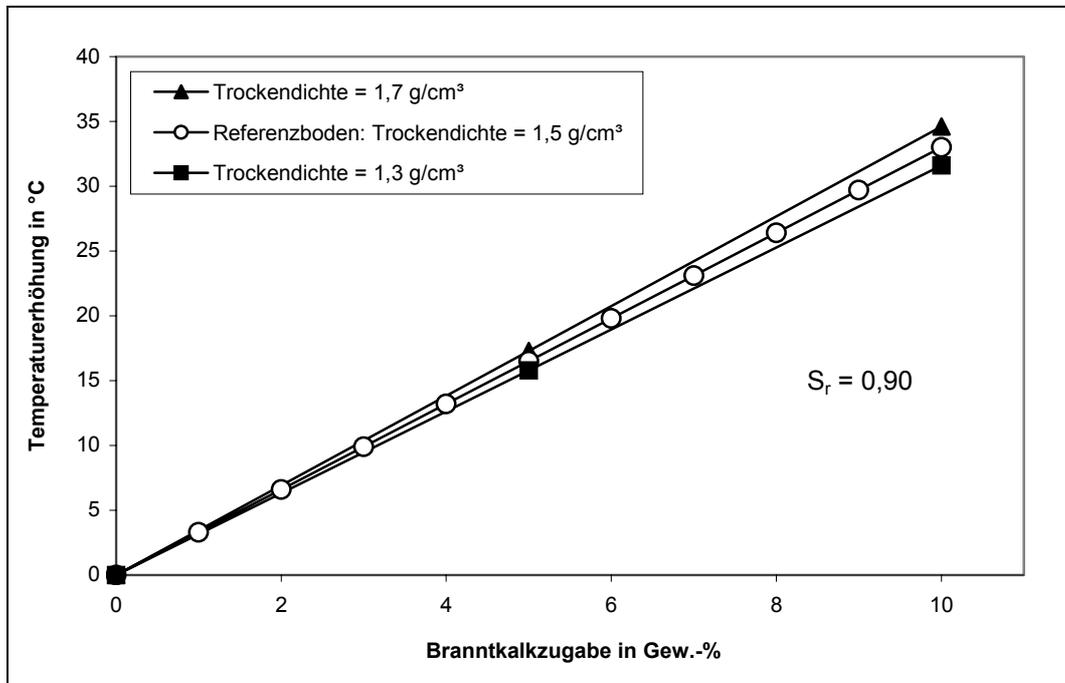


Abb. 7.89 Einfluss der Trockendichte auf die maximale Temperaturerhöhung in der Säule

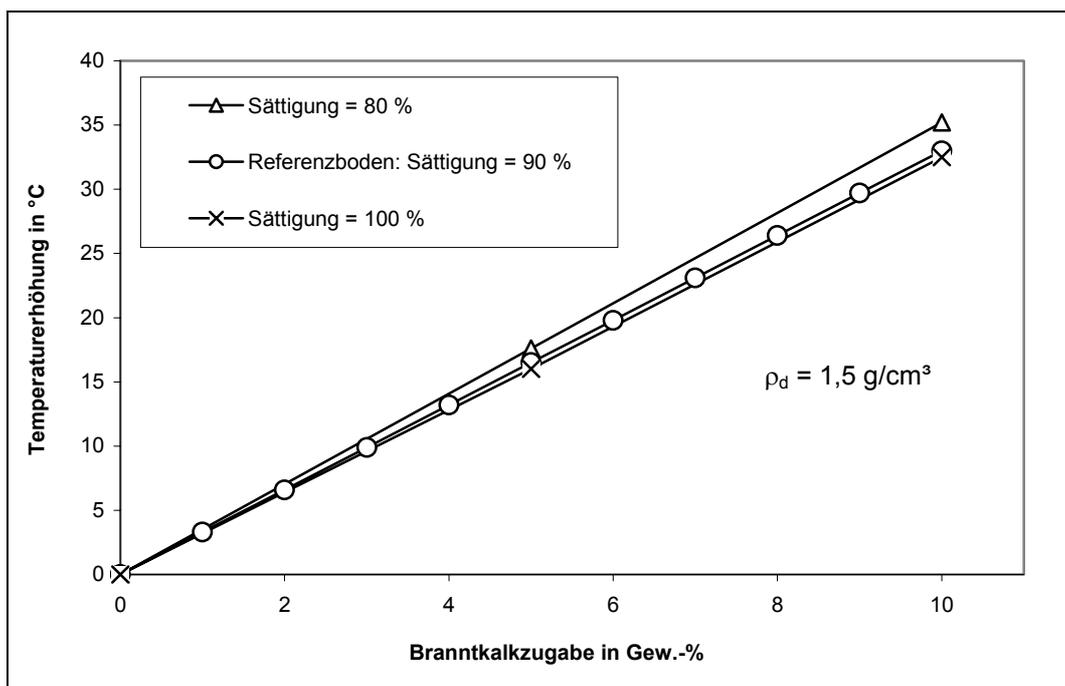


Abb. 7.90 Einfluss der Sättigung auf die maximale Temperaturerhöhung in der Säule

Das Temperaturmaximum ist bei optimalen Randbedingungen (ausreichende Verfügbarkeit von Porenwasser, homogene Durchmischung) ca. 20 Minuten nach Reaktionsbeginn, also dem Einbringen des Bindemittels, zu erwarten. Die weitgehende Unabhängigkeit der Spitzentemperatur von anderen Faktoren als der Ausgangstemperatur und der Bindemittelkonzentration machen Temperaturmessungen zu einem geeigneten Mittel der Qualitätssicherung in situ.

Der Abkühlungsprozess hängt sehr stark von der Säulengeometrie und damit auch von der Menge an eingebrachtem Bindemittel ab. Er dauert bei einer Säule mit 90 cm Durchmesser  $\geq 50$  Tage, bei einer Säule mit 60 cm Durchmesser  $\geq 30$  Tage und bei einer Säule mit 30 cm Durchmesser  $\geq 12$  Tage. Die Temperatur fällt hierbei im ersten Fünftel des Abkühlungszeitraumes sehr stark ab. Der Temperaturabfall beträgt zu diesem Zeitpunkt bei der Säule mit 90 cm Durchmesser  $\approx 88\%$  gegenüber dem Maximalwert der Temperaturerhöhung, bei der Säule mit 60 cm Durchmesser  $\approx 91\%$  und bei der Säule mit 30 cm Durchmesser  $\approx 94\%$ . Generell kühlt das Zentrum von Säulen mit geringem Durchmesser deutlich schneller aus als das von Säulen mit großem Durchmesser.

Der zeitliche Verlauf und der Betrag des thermischen Gefälles in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden werden im Wesentlichen von dem Durchmesser der Bindemittel-Boden-Säule bestimmt. Je größer der Durchmesser der Säule, desto geringer fällt der thermische Gradient zwischen Säulenzentrum und Säulenrand aus und desto größer wird das thermische Gefälle zwischen dem Säulenrand und dem unmittelbaren Umfeld der Säule. Der Schwerpunkt des Temperaturgefälles ist bei allen Kalk-Boden-Säulen zwischen dem Säulenrand und dem umgebenden Boden im Nahbereich der Säule (Abstand  $\approx 20$  bis  $30$  cm) zu verzeichnen. Mit zunehmendem Abstand zum Säulenrand nimmt das thermische Gefälle im Boden deutlich ab. Das Maximum des thermischen Gefälles in der Säule und im nahen Bodenumfeld fällt mit dem jeweiligen Höchstwert der Temperatur zusammen.

In der nachfolgenden Tabelle sind die wesentlichen Ergebnisse der Vergleichsberechnungen zusammengestellt. Besonders markante Zusammenhänge zwischen den Eingangsparametern der Berechnung wie den Bodeneigenschaften, der Säulengeometrie und der Bindemittelkonzentration sind dabei fett hervorgehoben (Tabelle 7.2).

Das Auskühlungsverhalten der in Gruppen eingebundenen Einzelsäulen unterscheidet sich im Zeitraum der maßgeblichen Temperaturerhöhung (0 – 2 Tage) nicht von dem freistehender Einzelsäulen. Ab dem 2. Tag nähert sich die Temperaturverteilung der Gruppe der einer Einzelsäule mit äquivalentem Durchmesser an. Aus dem Randbereich der Säulengruppe fließt Wärme in den umliegenden Boden ab, wobei hier die größten Wärmestromdichtegradienten zu verzeichnen sind. Dagegen bleibt das Temperaturgefälle vom Zentrum zum Rand der Gruppe gering. Somit kühlt die Säulengruppe sukzessive vom Rand her ab, wobei die Temperaturen im verbleibenden Kernbereich annähernd konstant bleiben und nur sehr langsam abnehmen.

Eine hinreichend genaue Approximation der zeitabhängigen Temperaturverläufe in der Stabilisierungssäule und ihrem nahen Umfeld mit Hilfe einfacher geschlossener Formeln ist nicht möglich. Dies gilt auch für die ermittelten Verläufe der thermischen Gradienten. Einflussfaktoren, wie die uneinheitliche Energiefreisetzung bei der chemischen Reaktion, die Nichtlinearitäten bei der Abhängigkeit der thermischen Bodenkennwerte von den Bodeneigenschaften und der Bindemittelkonzentration und die sprunghafte Änderung der thermischen Bodenkennwerte im Randbereich Säule-Boden verhindern die Formulierung einfacher allgemeingültiger Gesetzmäßigkeiten zur Beschreibung des Abkühlungsverhaltens der Branntkalk-Bodensäulen.

Tabelle 7.2: Ergebnisse der Temperaturfeldberechnungen (Ausgangstemperatur des Bodens: 10 °C); \*\* die Maximaltemperatur im Umfeld tritt zeitlich versetzt ein

Randbedingungen				Temperaturmaximum			maximaler thermischer Gradient			Dauer des Abkühlungsprozesses im Zentrum der Säule	
Bodeneigenschaften		Säulenherstellung		im Zentrum der Säule	am Rand der Säule	im Abstand von 20 cm vom Rand **	zwischen dem Zentrum und Säulenrand	zwischen dem Säulenrand und Rand + 20 cm	zwischen dem Rand + 20 cm und Rand + 50 cm	auf 10 % der maximalen Temperaturerhöhung	auf 2 % der maximalen Temperaturerhöhung
Sättigung	Trockendichte	Säulen-Ø	Kalkzugabe	[°C]	[°C]	[°C]	[K/m]	[K/m]	[K/m]	[d]	[d]
[%]	[g/cm³]	[cm]	[Gew.-%]								
90	1,5	<b>90</b>	10	42,7	41,0	16,5	<b>28,5</b>	<b>153,8</b>	<b>20,6</b>	<b>12</b>	<b>&gt; 50</b>
90	1,5	<b>60</b>	10	42,7	23,6	13,4	<b>63,8</b>	<b>67,4</b>	<b>7,3</b>	<b>5,3</b>	<b>27</b>
90	1,5	<b>30</b>	10	42,4	25,1	12,0	<b>115,6</b>	<b>75,2</b>	<b>6,1</b>	<b>1,4</b>	<b>7,1</b>
90	1,5	60	<b>10</b>	<b>42,7</b>	<b>23,6</b>	<b>13,4</b>	<b>63,8</b>	<b>67,4</b>	<b>7,3</b>	5,3	27
90	1,5	60	<b>7,5</b>	<b>34,5</b>	<b>20,2</b>	<b>12,6</b>	<b>48,0</b>	<b>50,5</b>	<b>5,4</b>	5,3	27
90	1,5	60	<b>5</b>	<b>26,5</b>	<b>16,8</b>	<b>11,7</b>	<b>32,3</b>	<b>33,7</b>	<b>3,6</b>	5,3	27
<b>100</b>	1,5	60	10	42,3	23,0	13,3	64,5	64,5	6,9	5,1	27
<b>90</b>	1,5	60	10	42,7	23,6	13,4	63,8	67,4	7,3	5,3	27
<b>80</b>	1,5	60	10	44,9	24,4	13,7	68,1	71,8	7,8	5,2	27
90	<b>1,3</b>	60	10	41,3	22,9	13,3	61,2	64,3	6,9	6,2	> 30
90	<b>1,5</b>	60	10	42,7	23,6	13,4	63,8	67,4	7,3	5,3	27
90	<b>1,7</b>	60	10	44,4	24,2	13,6	67,4	70,5	7,5	4,6	23

## **8 Einfluss der thermischen und mechanischen Effekte der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk auf die Wassersättigung des Bodens**

### 8.1 Vorbemerkungen

Bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen, dem Einmischen des Branntkalkes in den Boden, finden chemisch-physikalische Prozesse teils zeitgleich, aber auch zeitlich versetzt statt. Bei der Hydratation des Branntkalkes zu Kalkhydrat wird Porenwasser chemisch gebunden und dem Boden zeitgleich Trockenmasse zugeführt, somit die Trockendichte erhöht. Dieser Sachverhalt wurde bereits ausführlich unter Punkt 7.1.1 dargestellt.

Parallel zur Hydratation des Branntkalkes („Ablöschen“) findet infolge der dabei freigesetzten Reaktionswärme eine temporäre Veränderung des Temperaturfeldes im Boden statt. Der zeitliche Verlauf und die räumliche Ausdehnung dieser Temperaturfeldänderung wurden im Kapitel 7 dieser Arbeit behandelt.

Nachfolgend soll untersucht werden, inwieweit diese temporäre Beeinflussung der Bodentemperatur temperaturinduzierte Wasserbewegungen hervorruft, und welchen Einfluss diese auf die Festigkeitsentwicklung der Stabilisierungssäulen und des sie umgebenden Bodens haben. Die Betrachtung und Untersuchung von temperaturinduzierten Wasserbewegungen ist unter anderen ein Arbeitsgebiet der Bodenkunde / Bodenphysik. In jüngerer Zeit werden diese Phänomene auch auf dem Gebiet der Umweltgeotechnik, insbesondere im Hinblick auf die Beständigkeit von mineralischen Abdichtungen und Untertagedeponien für radioaktive Abfälle (z. B. Döll 1996, Bielinski 2001, Thomas et al. 1994, Collin 2002 et al.) untersucht.

### 8.2 Auswirkungen des Stabilisierungsprozesses auf die Teilpotentiale des Bodenwassers

Nachfolgend werden die Auswirkungen der Säulenherstellung auf die Teilpotentiale untersucht. Die Teilpotentiale werden dabei nur kurz beschrieben. Ausführliche Darstellungen zu den Teilpotentialen finden sich beispielsweise in Hartge/Horn (1991), Hanks/Ashcroft (1980) sowie Vielhaber (1995).

### 8.2.1 Gravitationspotential $\psi_z$

Das Gravitationspotential  $\psi_z$  entspricht der Arbeit, die verrichtet werden muss, um eine bestimmte Menge Bodenwasser auf eine gegenüber einem Bezugsniveau definierte Höhe zu transportieren.

Befindet sich die neue Lage oberhalb des Bezugsniveaus, kann das Wasser durch Hinabfließen Arbeit verrichten. Das Gravitationspotential erhält dann ein positives Vorzeichen. Unterhalb des Bezugsniveaus ist das Vorzeichen entsprechend der Konvention negativ.

Durch die Herstellung der Stabilisierungssäule wird die Energie der Lage des im Boden enthaltenen Wassers gegenüber einem gewählten Bezugsniveau nicht verändert. Somit scheidet das Gravitationspotential als Antrieb für die Umverteilung von Bodenwasser aus.

### 8.2.2 Matrixpotential $\psi_m$

Wie bereits unter Punkt 5.1.1 angeführt, ist das Matrixpotential  $\psi_m$  ein Maß für die Energie, die aufgewendet werden muss, um dem Boden eine bestimmte Menge Wasser zu entziehen. Die Fähigkeit des Bodens Wasser zu binden, hängt von einer Reihe von Einflussgrößen ab. Ursache für die Bindung des Wassers an die Bodenmatrix sind die bei der Benetzung der Festsubstanz wirksamen Adhäsionskräfte und die zwischen den Wassermolekülen wirksamen Kohäsionskräfte, die auch für die Oberflächenspannung des Wassers verantwortlich sind. Das Matrixpotential wird hierbei durch die Korngrößenverteilung, die mineralische Beschaffenheit der Festsubstanz, die Kornform, die Porenform und Porengröße, den Grad der Wassersättigung sowie die Oberflächenspannung der Bodenlösung bestimmt. Die potentielle Energie des gebundenen Wassers ist geringer als die des freien Wassers. Das Matrixpotential erhält definitionsgemäß ein negatives Vorzeichen. Bei vollständiger Sättigung des Bodens ist  $\psi_m = 0$ . Die bei Teilsättigung des Bodens auftretenden Saugspannungen wirken allseitig und somit auch dem Gravitationspotential entgegen.

Die Abhängigkeit des zwischen den Bodenteilchen wirksamen Unterdruckes (Matrixsaugspannungen) von den vorgenannten Einflussgrößen wird durch die Beziehung (8.1) und die Abbildung (8.1) verdeutlicht (Hartge/Horn 1991).

$$\Delta p = \gamma \cdot \left( \frac{1}{r_1} - \frac{1}{r_2} \right) \quad (8.1)$$

wobei:  $\Delta p$  = zwischen den Bodenpartikeln wirksamer Unterdruck

$\gamma$  = Oberflächenspannung des Fluids (Porenwasser)

$r_1$  = Krümmungsradius aus Abbildung (8.1) mit  $r_1 < r_2$

$r_2$  = Krümmungsradius aus Abbildung (8.1) mit  $r_2 > r_1$

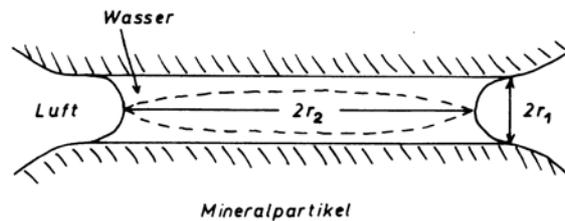


Abb. 8.1 Wirkung eines Meniskusringes zwischen zwei Bodenteilchen  
(Abbildung aus Hartge und Horn 1991)

Aus der Abbildung (8.1) und Gleichung(8.1) wird ersichtlich, dass der zwischen den Bodenteilchen wirksame Unterdruck von der Sättigung des Bodens ebenso abhängt, wie von der Kornform der Teilchen, den Benetzungseigenschaften der Bodenpartikel und der Oberflächenspannung der Bodenlösung.

In der Stabilisierungssäule und dem angrenzenden Boden ändert sich infolge der bei der Hydratation des Branntkalkes freigesetzten Reaktionswärme die Temperatur. Dies führt zu einer Veränderung der Oberflächenspannung und der Dichte des im Boden enthaltenen Wassers. Die Oberflächenspannung des Wassers beträgt bei 10 °C 0,0742 N/m und fällt bei 40 °C auf 0,0695 N/m. Die Dichte des Wassers beträgt bei 10 °C 0,9997 g/cm<sup>3</sup> gegenüber 0,9922 g/cm<sup>3</sup> bei 40 °C (siehe auch Abbildung 5.1).

Besonders deutlich wird der Einfluss der Temperaturerhöhung auf das Matrixpotential anhand des Kapillargesetzes, da die kapillare Aufstiegshöhe nur durch die Oberflächenspannung des Wassers, den bodenabhängigen Benetzungswinkel, den Kapillardurchmesser und die Dichte der Bodenlösung bestimmt wird (siehe Gleichung 8.2).

$$h = \frac{4 \cdot \gamma}{\rho_w \cdot g \cdot d} \cdot \cos(\alpha) \quad (8.2)$$

wobei:  $h$  = kapillare Steighöhe in [cm]

$\gamma$  = Oberflächenspannung des Wassers in [g/s<sup>2</sup>]

$\rho_w$  = Dichte des Bodenwassers in [g/cm<sup>3</sup>]

$g$  = Erdbeschleunigung = 981 cm/s<sup>2</sup>

$d$  = Kapillardurchmesser in [cm]

$\alpha$  = Benetzungswinkel in [°]

Unterstellt man dem Boden einen unendlich kleinen Benetzungswinkel, folgt  $\cos(\alpha) \rightarrow 1$ . Da die Erdbeschleunigung und die Kapillarweite konstante Größen sind, ergibt sich die kapillare Aufstiegshöhe als Funktion der Temperatur entsprechend der Gleichung (8.3):

$$h(T) = \frac{4 \cdot \gamma(T)}{\rho_w(T) \cdot g \cdot d} \quad (8.3)$$

Für einen Kapillardurchmesser von 10  $\mu\text{m}$  (0,001 cm) ergibt sich nach der Gleichung (8.3) bei 10 °C eine kapillare Aufstiegshöhe von 303 cm, bei 15 °C eine Aufstiegshöhe von 300 cm und bei 40 °C eine Aufstiegshöhe von 286 cm (siehe Abb. 8.2).

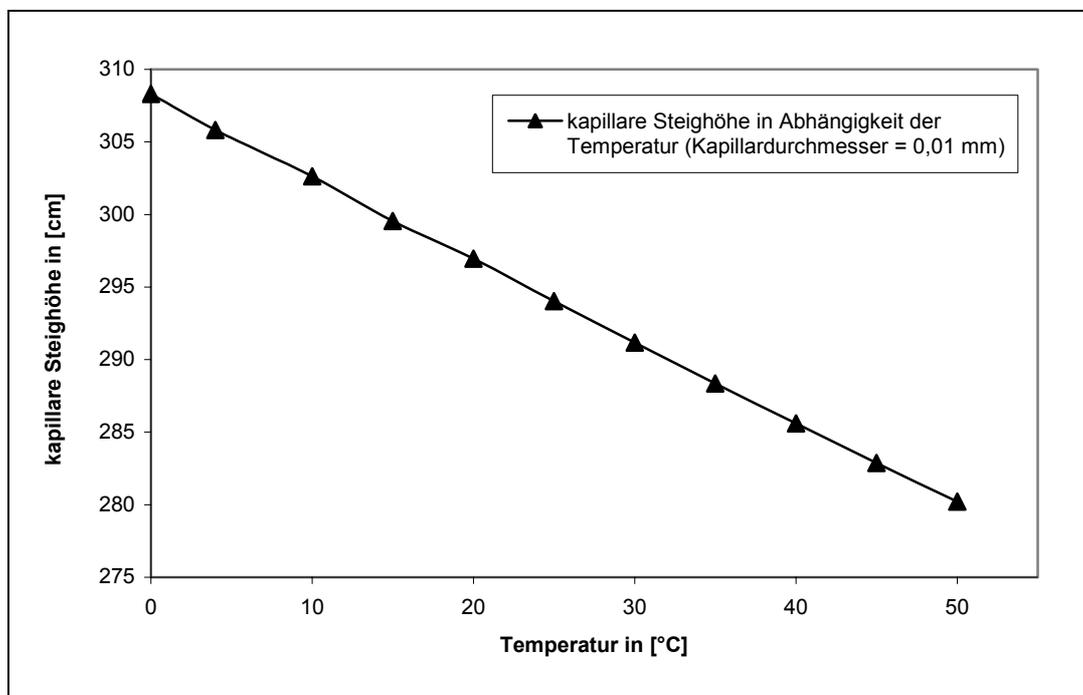


Abb. 8.2 kapillare Steighöhe in Abhängigkeit der Temperatur (Kapillardurchmesser: 10  $\mu\text{m}$ )

Die erhöhte Temperatur im Zentrum der Stabilisierungssäule kann zwischen 40 °C und 50 °C betragen und im Randbereich in Abhängigkeit des Säulendurchmessers und der Bindemittelkonzentration zwischen 25 °C und 41 °C (Tabelle 7.2). Diese maximalen Temperaturen treten nur kurzzeitig auf, führen jedoch zu einem Verlust der hier zu Vergleichszwecken aufgeführten kapillaren Steighöhe und damit auch der Matrixsaugspannungen von  $\geq 6\%$ .

Die Temperaturerhöhung im Umfeld der Stabilisierungssäule (Abstand: 20 cm vom Säulendrand) beträgt bei Säulen mit einem Durchmesser  $\leq 60\text{ cm}$   $\leq 5\text{ °C}$  und bei Säulen mit einem Durchmesser von 90 cm  $\leq 6,5\text{ °C}$  (siehe Tabelle 4.2). Bezogen auf die Ausgangstemperatur von 10 °C bedeutet dies einen Verlust der kapillaren Steighöhe von  $\approx 1\%$ . Die Beeinflussung des Matrixpotentials im Umfeld der Säule durch die infolge der Temperaturerhöhung herabgesetzte Oberflächenspannung des Wassers ist daher gering.

Die Abbildung 8.3 zeigt den zeitlichen Verlauf der temperaturinduzierten hydraulischen Gradienten innerhalb und außerhalb einer Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser.

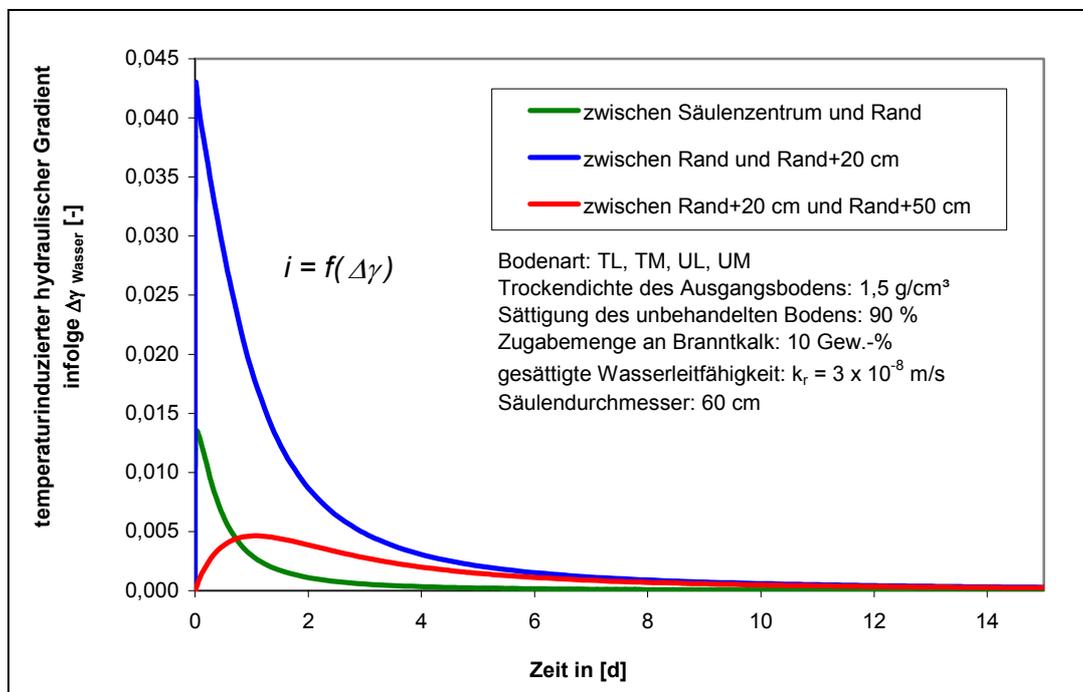


Abb. 8.3 temperaturinduzierte hydraulische Gradienten bei einer Säule mit 60 cm Durchmesser infolge der geänderten Oberflächenspannung des Wassers

Der Betrag der Oberflächenspannung des Wassers hängt nicht allein von Temperatureinflüssen ab. Im Wasser gelöste Substanzen erhöhen oder erniedrigen ebenfalls die Oberflächenspannung des Wassers und üben damit einen Einfluss auf das Matrixpotential des Bodens aus. Im Fall der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk geht Calciumhydroxid in Lösung über und dissoziiert zu Calciumionen und Hydroxidionen. Näheres hierzu kann den Ausführungen des Punktes 8.2.5 entnommen werden. Dieser Lösevorgang wird durch eine deutliche Änderung des pH-Wertes begleitet. Teilweise werden pH-Werte  $> 12$  erreicht (Broms und Boman, 1977-b, Brand 1962). Begründet ist die Änderung des pH-Wertes durch die veränderte Konzentration der Wasserstoffionen in der Lösung aus Gründen des chemischen Gleichgewichts. Besteht eine große Affinität zwischen den gelösten Substanzen und den Wassermolekülen, führt dies zur Bildung von Hydrathüllen (Anlagerung von Wassermolekülen) um die in Lösung übergegangenen Ionen und zu einer Erhöhung der Oberflächenspannung des Wassers. Der gegenteilige Effekt tritt ein, wenn die kohäsiven Kräfte zwischen den Wassermolekülen größer sind als die Affinität zu den gelösten Substanzen, wie es bei vielen organischen Verbindungen der Fall ist. Dann wird die Oberflächenspannung des Wassers herabgesetzt. Die Bindekräfte zwischen dem gelösten Calciumhydroxid und den angelagerten Wassermolekülen sind jedoch relativ groß. Sie entsprechen beispielsweise dem dreifachen Wert des gelösten Natriumchlorides (siehe Punkt 8.2.5). Nach Hillel (1980) wird die Oberflächenspannung des Wassers bei  $20^{\circ}\text{C}$  durch die Zugabe von 1 % Natriumchlorid um  $0,17 \cdot 10^{-5}\text{ N/m}$  erhöht. Es ist also davon auszugehen, dass die Zugabe von Branntkalk und die sich anschließenden Lösevorgänge des Calciumhydroxides zu einer Zunahme der Oberflächenspannung des Wassers führen müssen. Weiterführende Untersuchungen hierzu sind jedoch erforderlich und nicht mehr Gegenstand dieser Arbeit.

Der Einfluss der Bindemittelzugabe auf das osmotische Potential wird unter 8.2.5 behandelt.

Das Matrixpotential des stabilisierten Bodenkörpers wird neben der Oberflächenspannung des Wassers auch durch andere Faktoren beeinflusst. Wie unter Punkt 7.1.1 beschrieben, wird der Porenanteil des Bodens in der Stabilisierungssäule durch die Zugabe des Bindemittels reduziert (Stopfeffekt). Gleichzeitig wird der massenbezogene Bodenwassergehalt durch chemische Wasserbindung und Trockenmassezufuhr verringert. Dadurch ändert sich der Sättigungsgrad des Bodens in Abhängigkeit der Zugabemenge an Bindemittel und der Ausgangssättigung des Bodens (siehe Abbildungen 7.7 und 8.4).

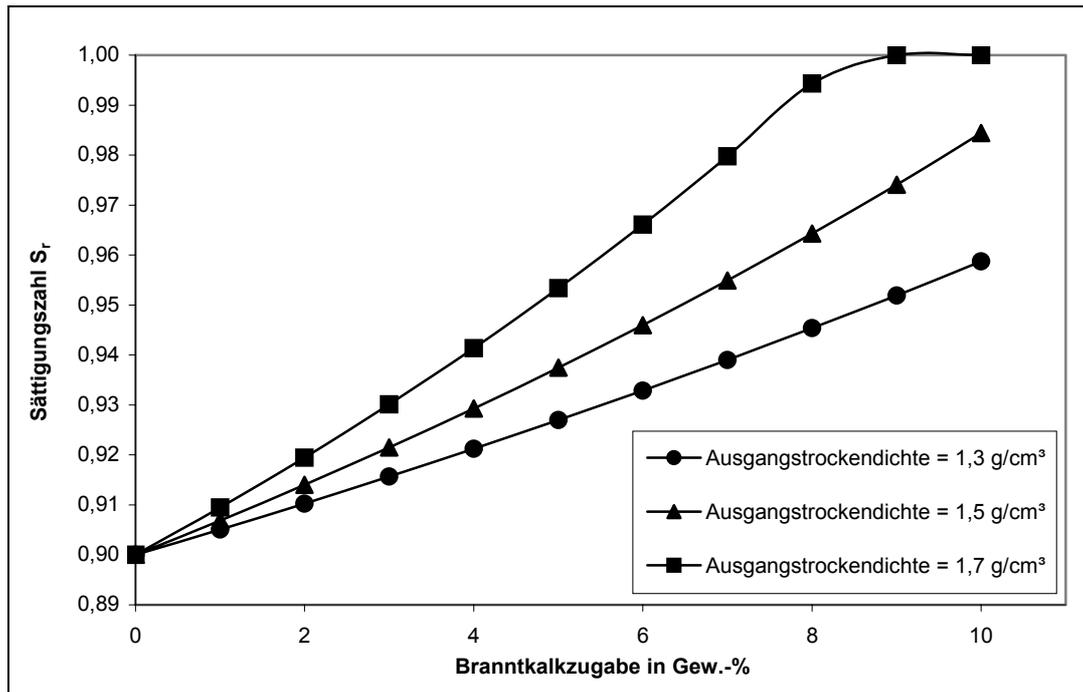


Abb. 8.4 Änderung des Sättigungsgrades im stabilisierten Bodenkörper infolge des „Stopfeffektes“ und chemischer Wasserbindung entsprechend Gleichung (7.11)

Entsprechend den vorgenannten Abbildungen führt die Zugabe des Branntkalkes bei den für die Bodenstabilisierung relevanten Wassergehalten in allen Fällen zunächst zu einer Zunahme der Wassersättigung des Bodens in der Stabilisierungssäule.

Wie vorstehend aufgeführt, wird die Größe des Matrixpotentials vom Bodenwassergehalt, der Temperatur (siehe auch Punkt 5.1.1) und einer Reihe von bodenspezifischen Merkmalen (z. B. Porengröße, Porenform, Benetzungseigenschaften) bestimmt. Die Abbildung 8.5 zeigt das in Abhängigkeit des Wassergehaltes ermittelte Matrixpotential  $\psi_m$  für verschiedene Böden nach Hanks und Ashcroft (1980).

Eine gebräuchliche mathematische Beschreibung des Matrixpotentials (häufig auch als Wasserspannungskurve bezeichnet), die nachfolgend als Grundlage für die Betrachtung der wassergehaltsabhängigen Matrixsaugspannungen dient, stammt von van Genuchten (1980). Da der Betrag der vom Wassergehalt des Bodens abhängigen Matrixsaugspannungen bodenspezifisch ist, werden zur Darstellung der Wasserspannungskurve experimentell zu ermittelnde Bodenparameter benötigt (Gl. 8.4).

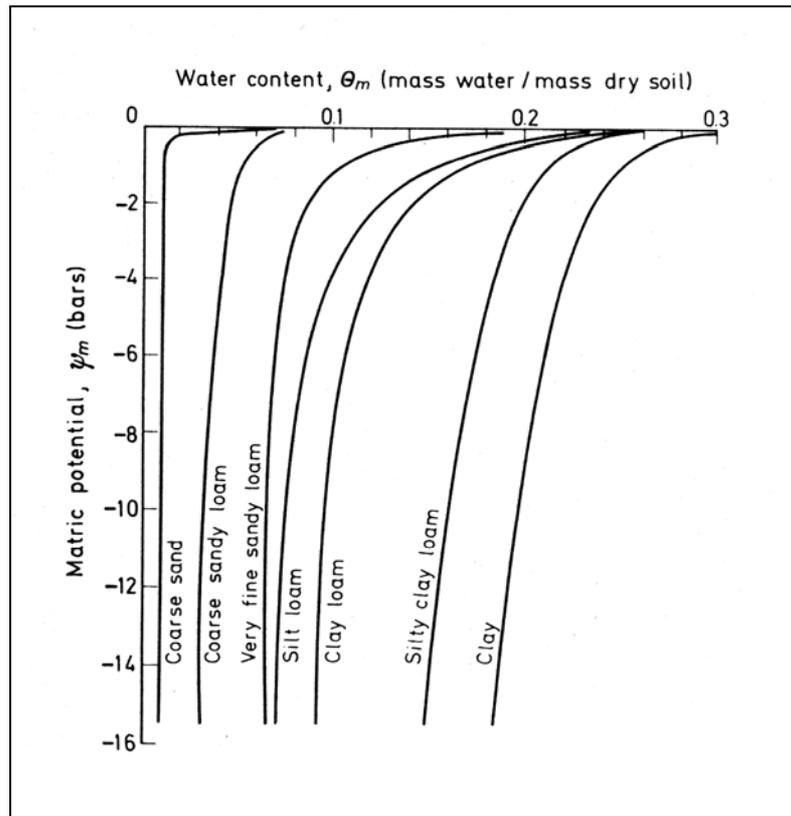


Abb. 8.5 Matrixpotential in Abhängigkeit des Wassergehaltes für verschiedene Böden (Abbildung aus Hanks/Ashcroft (1980))

$$\theta_{\psi} = \theta_r \cdot \frac{\theta_s - \theta_r}{\left[1 + (\alpha \cdot \psi)^n\right]^m} \quad (8.4)$$

wobei:  $\theta_{\psi}$  = der zur Saugspannung  $\psi$  gehörende volumetrische Wassergehalt (entspricht  $n_w$ )

$\theta_r$  = Restwassergehalt bei der Saugspannung, bis zu der die Gleichung gelten soll

$\theta_s$  = Wassergehalt (volumetrisch) bei Sättigung

$\alpha$  = bodenspezifische Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs

$n$  = bodenspezifische Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs

$m$  = von  $n$  abhängige Konstante zur Beschreibung des Kurvenverlaufs:  $m = 1 - 1/n$

Nachfolgend werden repräsentative, mit Hilfe der Gleichung von van Genuchten (Gl. 8.4) berechnete, Saugspannungskurven für schwach tonige Schluffböden und für stark tonige Schluffböden bis Tonböden (Benennungen nach DIN 4022) in Abhängigkeit ihrer Sättigung dargestellt. Die hierzu benötigten bodenabhängigen Parameter  $\alpha$ ,  $n$  und  $\theta_r$  wurden Woesten und van Genuchten (1988) entnommen (Abbildung 8.6 und 8.7).

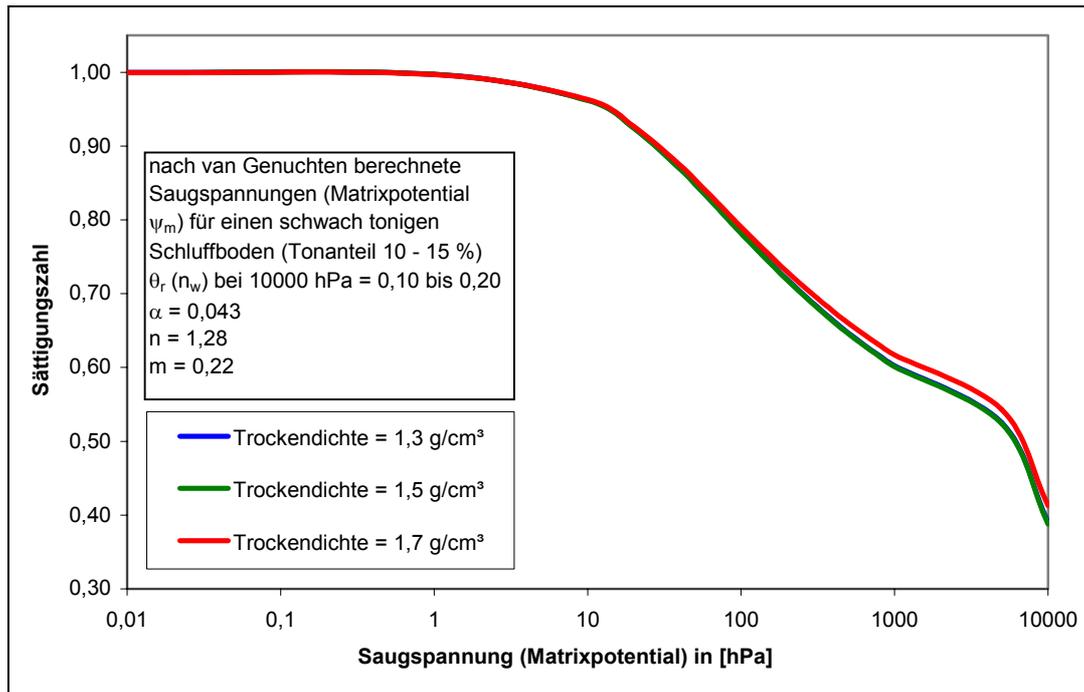


Abb. 8.6 Saugspannung in Abhängigkeit der Sättigung für schwach tonige Schluffböden (Berechnung nach van Genuchten und Woesten, 1988)

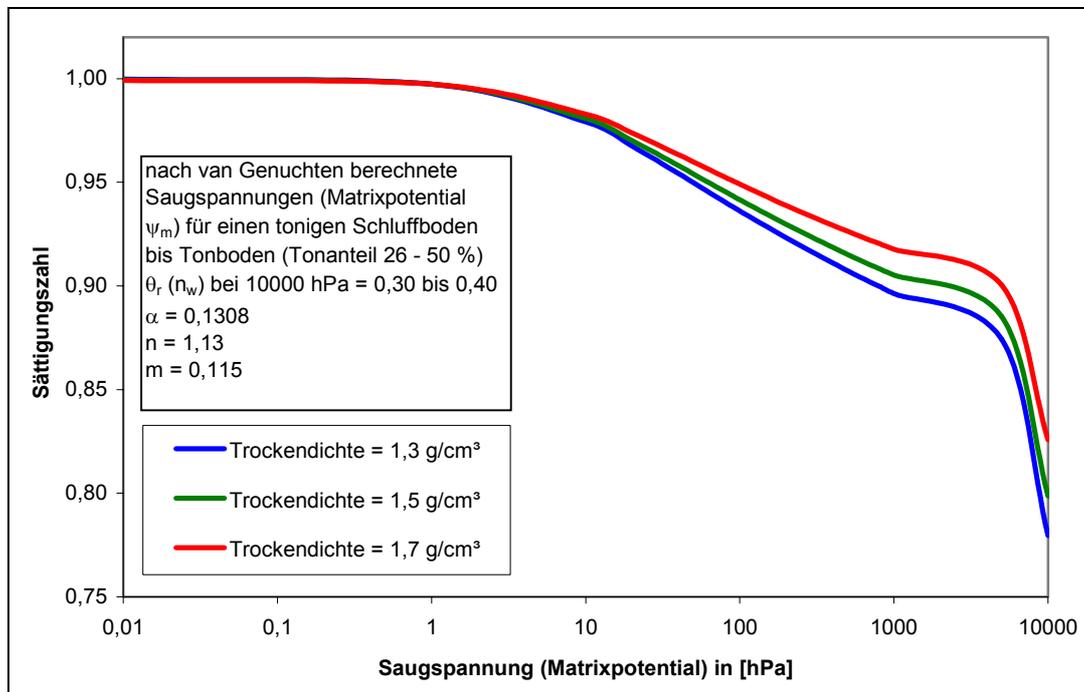


Abb. 8.7 Saugspannung in Abhängigkeit der Sättigung für tonige Schluffböden bis Tonböden (Berechnung nach van Genuchten und Woesten, 1988)

Die Berechnungen verdeutlichen, dass die zunehmende Sättigung infolge des Einmischprozesses (siehe Abbildung 8.4) zu einer betragsmäßigen Abnahme der Saugspannungen im stabilisierten Erdkörper führen muss. Die Abnahme beträgt bei überwiegend sandigen und schluffigen Böden ca. 20 bis 30 hPa, dies entspricht 2 bis 3 kN/m<sup>2</sup>.

Bei stark tonigen Schluffböden bzw. Tonböden führt eine Zunahme der Sättigung in vergleichsweise Höhe zu einer Abnahme der Saugspannungen bis zu 1000 hPa (100 kN/m<sup>2</sup>). Letzteres verdeutlicht, dass die Anwendung der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk bei stark tonigen Böden nur bei sehr hohen Sättigungsgraden ( $S_r \geq 0,95$ ) sinnvoll ist, da die Saugspannungen unterhalb dieses Sättigungsgrades sehr groß werden und die Böden eine zunehmend steifere Konsistenz aufweisen, die ein Einmischen des Kalkes erschwert.

Der gegenüber dem unbehandelten Boden zunächst höhere Sättigungsgrad in der Stabilisierungssäule und die herabgesetzte Oberflächenspannung des Bodenwassers müssen, zumindest kurzzeitig, eine Zunahme des Matrixpotentials und damit eine Abnahme der Saugspannungen zur Folge haben. Generell ist der Einfluss des Matrixpotentials als Auslöser für Wassertransporte bei den für die tiefgründige Bodenstabilisierung relevanten, stark wassergesättigten Böden als gering anzusehen. Grund hierfür ist der geringe Betrag der auftretenden Saugspannungsdifferenzen bei stark gesättigten Böden ( $\psi_m \rightarrow 0$  für  $S_r \rightarrow 1$ ).

### 8.2.3 Druckpotential $\psi_p$

Das Druckpotential  $\psi_p$  beschreibt die im Boden wirksamen Gas- und Wasserdruckverhältnisse und setzt sich aus dem piezometrischen Potential  $\psi_h$  und dem Gasdruckpotential  $\psi_g$  zusammen.

Das piezometrische Potential erfasst hierbei den unmittelbar auf das Wasser wirkenden Druck und tritt bei gesättigten Verhältnissen, z. B. unterhalb des Grundwasserspiegels, an Stelle des Matrixpotentials, welches dann definitionsgemäß Null ist. Da die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk in der Regel oberhalb des Grundwasserspiegels ihre Anwendung findet, spielt das piezometrische Potential normalerweise keine Rolle. Von Interesse ist es dann, wenn einem fast gesättigten Boden so große Mengen Bindemittel zugegeben werden, dass

nicht mehr genug luftgefüllter Porenraum zur Verfügung steht und das Porenwasser durch das unter Druck zugeführte Bindemittel verdrängt wird (siehe Abbildungen 7.7 und 8.4). Dadurch entsteht ein Porenwasserdruck, gegebenenfalls ein Porenwasserüberdruck, der durch Umverteilung des Bodenwassers abgebaut wird. Die Höhe des Porenwasserdruckes und die zu seinem Abbau benötigte Zeit werden von einer Reihe von Faktoren, z. B. der Durchlässigkeit des Bodens, bestimmt.

Der Einfluss des unter den vorgenannten Bedingungen auftretenden piezometrischen Potentials ist bei ungesättigten Böden von geringerer Bedeutung als der des nachfolgend aufgeführten Gasdruckpotentials und darüber hinaus schwierig zu prognostizieren.

Bei gesättigten Böden gewinnt das piezometrische Potential hingegen an Bedeutung, insbesondere bei der Entstehung von Porenwasserüberdrücken. Dies wird durch die Ergebnisse von Feldversuchen indiziert (siehe Punkt 7.3.3.2.2 und 10.1).

Das Gasdruckpotential ( $p_b$ ) beschreibt die Druckdifferenz zwischen dem Bodenluftdruck und dem Bezugsluftdruck. Gasdruckpotentiale entstehen infolge unterschiedlichster Ursachen (Vielhaber 1995). Eine Ursache, und für die hier betrachtete tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk von Interesse, ist die Erhöhung des Dampfdruckes in den Bodenporen infolge plötzlicher Zunahme der Bodentemperatur. Die Temperaturabhängigkeit des Sättigungsdampfdruckes des Wassers wurde unter Punkt 5.1.1 aufgezeigt. Der Anteil des Wasserdampfdruckes am Gesamtdruck eines gesättigten Luftvolumens entspricht der Dampfdruckkurve aus Abbildung 5.5. Bei Erreichen der Siedetemperatur ( $T = 100\text{ °C}$ ) beträgt er 100 %.

Die Abbildungen 8.8 und 8.9 zeigen den zeitlichen Verlauf der nach Gleichung (5.4) und Gleichung (5.5) ermittelten Sättigungsdampfdrücke im Zentrum, am Rand und im Umfeld einer einzelnen Kalk-Boden-Säule infolge der Temperaturfeldänderung beim Stabilisierungsprozess bei einer Säule mit 90 cm Durchmesser im Vergleich zu einer Säule mit 30 cm Durchmesser. Als Referenzboden dient ein feinkörniger Boden mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5\text{ g/cm}^3$  und einer Wassersättigung von 90 % (siehe auch Punkt 7.3.4.4). Die Branntkalkzugabe beträgt 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens.

Die Änderung des Sättigungsdampfdruckes und des Dampfdruckgefälles in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk kann den Abbildungen (8.12) und (8.13) entnommen werden.

Der Durchmesser der gewählten Referenzsäule beträgt 60 cm. Die Bodenparameter (Sättigung, Trockendichte) entsprechen den obigen Angaben.

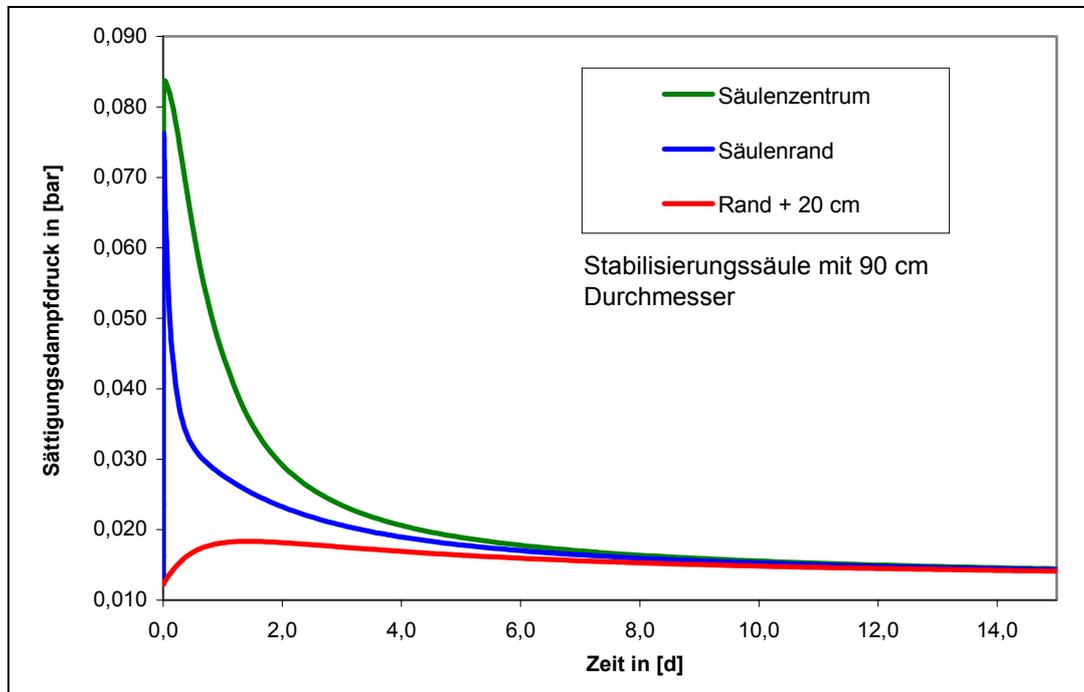


Abb. 8.8 Auswirkung der Temperaturerhöhung auf das Gasdruckpotential in den Bodenporen (Sättigungsdampfdruck) bei der Stabilisierungssäule mit 90 cm Durchmesser

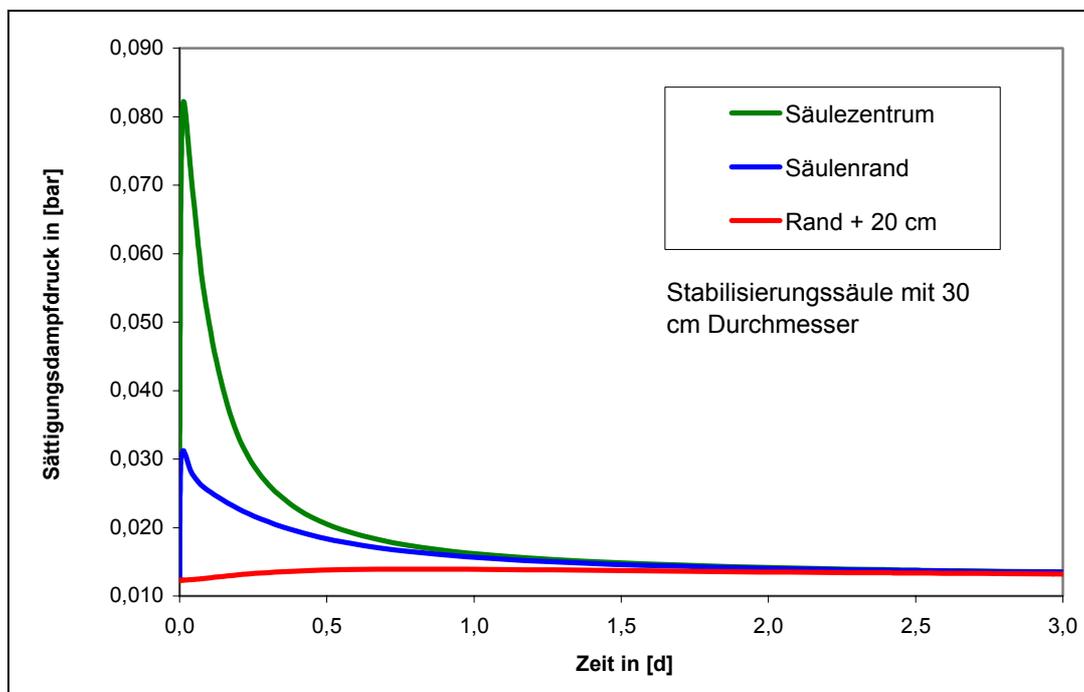


Abb. 8.9 Auswirkung der Temperaturerhöhung auf das Gasdruckpotential in den Bodenporen (Sättigungsdampfdruck) bei der Stabilisierungssäule mit 30 cm Durchmesser

Die Zunahme des Dampfdruckes führt teilweise zu einem erheblichen Druckgefälle, insbesondere im Randbereich der Stabilisierungssäule (siehe Abb. 8.10 und 8.11).

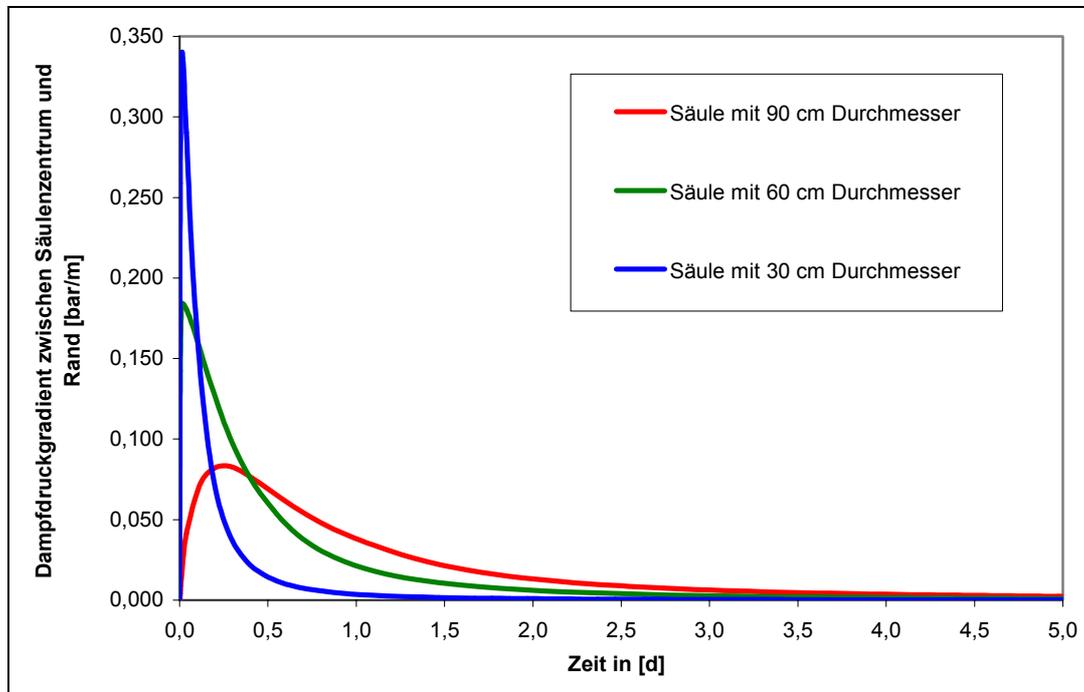


Abb. 8.10 Dampfdruckgefälle zwischen dem Säulenzentrum und dem Säulenrand in Abhängigkeit des Säulendurchmessers bei 10 % Branntkalkzugabe

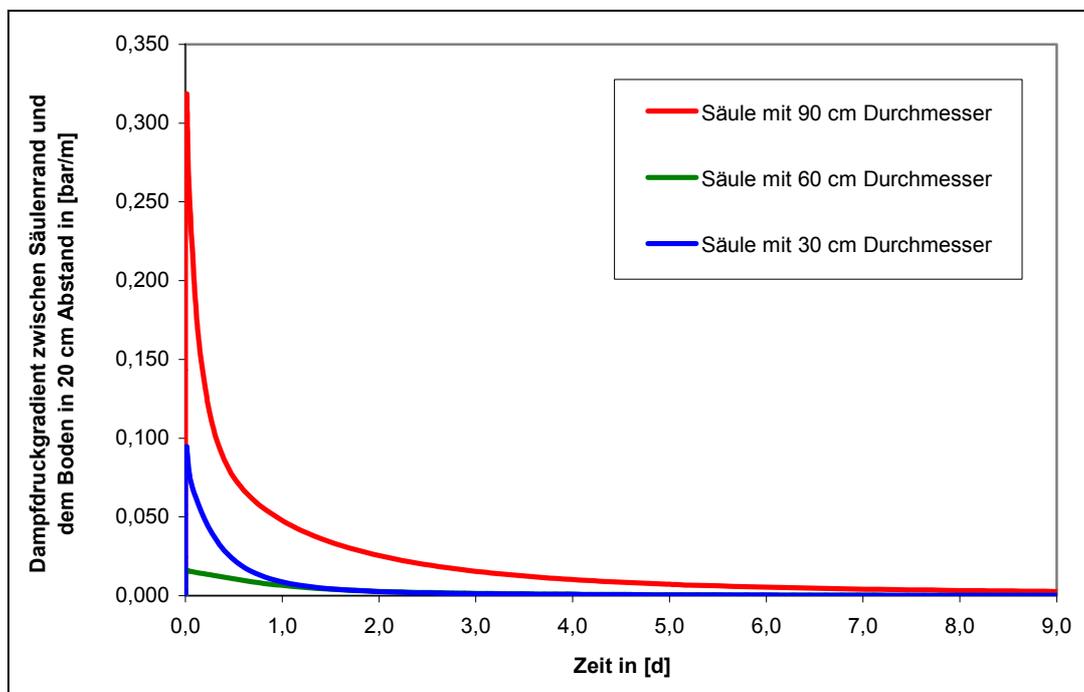


Abb. 8.11 Dampfdruckgefälle zwischen dem Säulenrand und dem umgebenden Boden in 20 cm Abstand in Abhängigkeit des Säulendurchmessers bei 10 % Branntkalkzugabe

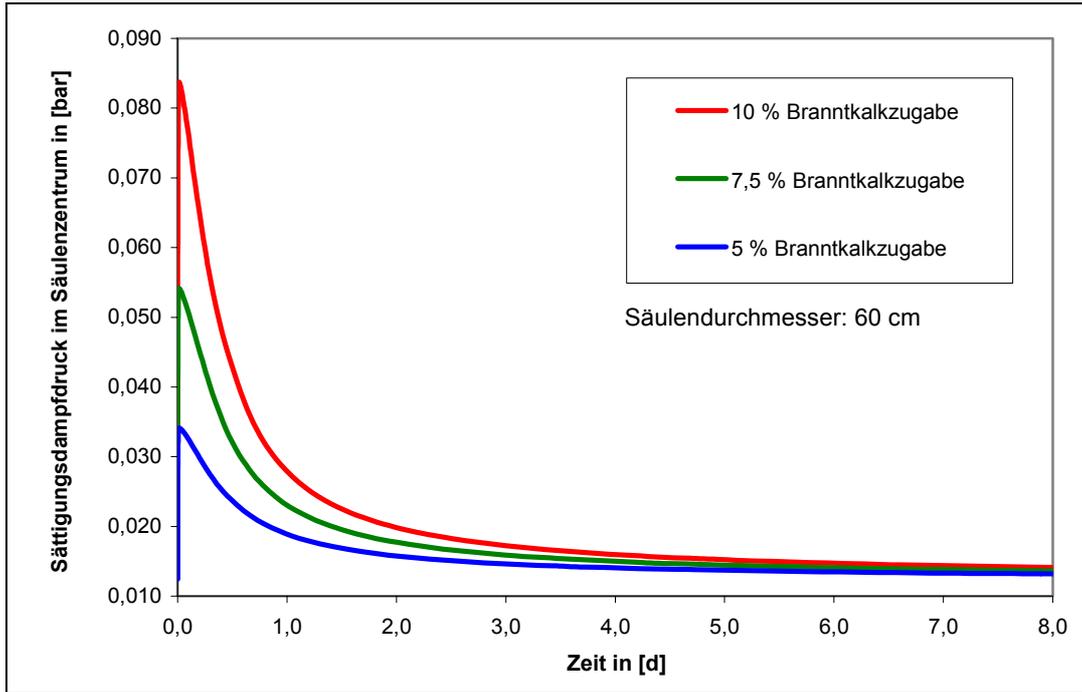


Abb. 8.12 Sättigungsdampfdruck im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Zugabemenge an Brantkalk bei einer Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser

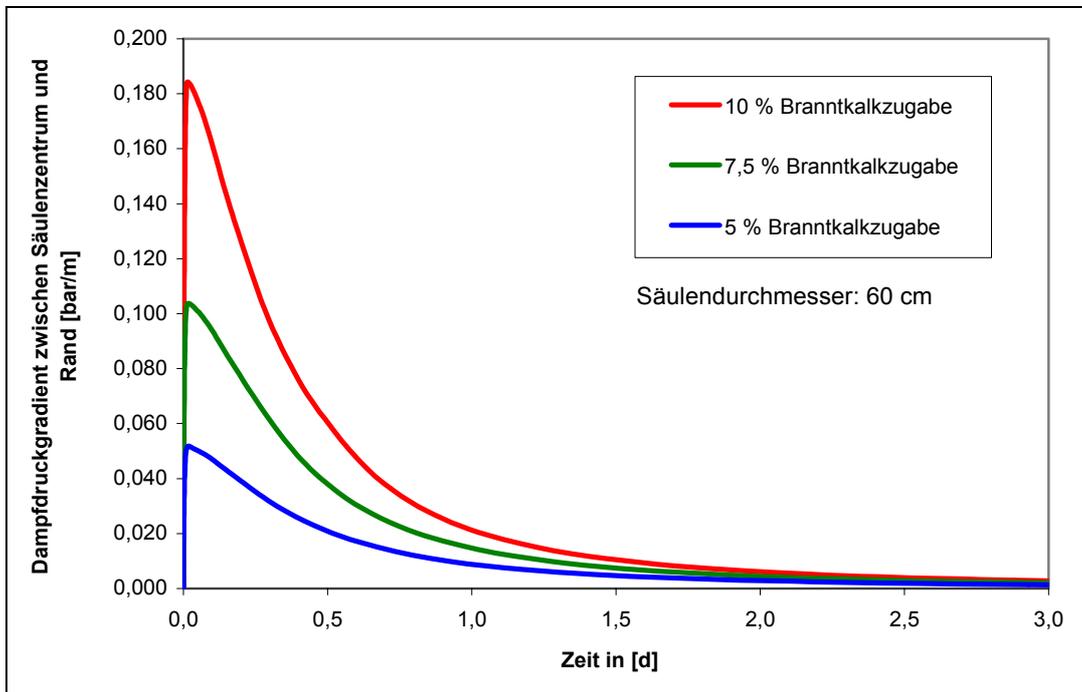


Abb. 8.13 Dampfdruckgefälle zwischen dem Säulenzentrum und dem Säulenrand in Abhängigkeit der Brantkalkzugabe bei der Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser

Die dargestellten Berechnungsergebnisse zeigen, dass der Betrag der auftretenden Dampfdrücke von den gleichen Faktoren bestimmt wird, wie die Temperaturverläufe. Dieser Zusammenhang ist durch die unmittelbare Verknüpfung zwischen den auftretenden Temperaturen und der Höhe des Dampfdruckes gegeben. Besonders deutlich wird dies bei der Konzentration des Bindemittels. Hier ist annähernd eine lineare Verknüpfung wie zwischen der Zugabemenge an Branntkalk und Temperaturerhöhung gegeben. Eine geringfügige Abweichung entsteht dadurch, dass die Dampfdruckerhöhung infolge Temperaturerhöhung durch eine Exponentialfunktion approximiert wird (Gleichung 5.4).

#### 8.2.4 Auflastpotential $\psi_{\Omega}$

Wird das Korngerüst eines Bodens durch eine von außen wirkende Kraft belastet und zusammengedrückt, und kann das Porenwasser dabei nicht schnell genug entweichen, trägt es einen Teil der Auflast oder die ganze Last, bis diese wieder durch das Abfließen des unter Druck stehenden Wassers auf das Korngerüst übertragen wird. Der dabei auftretende Porenwasserüberdruck wird in der Bodenphysik / Bodenkunde als Auflastpotential  $\Psi_{\Omega}$  bezeichnet.

Das Auflastpotential tritt bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung praktisch nicht in Erscheinung, wenn man von dem Druck des eingeblasenen Branntkalkes auf das Korngerüst stark gesättigter Böden absieht. Die damit verbundene Komprimierung des Korngerüsts kann zum Entstehen von temporären Porenwasserüberdrücken führen (siehe auch Punkt 8.2.3).

#### 8.2.5 Osmotisches Potential $\psi_o$

Unterschiede in der Salzkonzentration benachbarter Bodenschichten bewirken eine Potentialdifferenz, die den salzärmeren Regionen Wasser entzieht. Ursache ist die Bildung von Hydrathüllen (Anlagerung von Wassermolekülen) um die in Lösung übergegangenen Ionen (Abb. 8.14). Das osmotische Potential  $\psi_o$  entspricht der Arbeit die verrichtet werden muss, um eine Einheitsmenge reinen Wassers durch eine semipermeable Membran aus einer Bodenlösung zu entziehen und damit der Hydratation der Ionen entgegenzuwirken. In den Böden humider Klimate spielt das osmotische Potential nach Hartge/Horn (1991) in der Regel keine Rolle und ist mit den üblichen Messgeräten (z. B. Tensiometer) nicht zu erfassen.

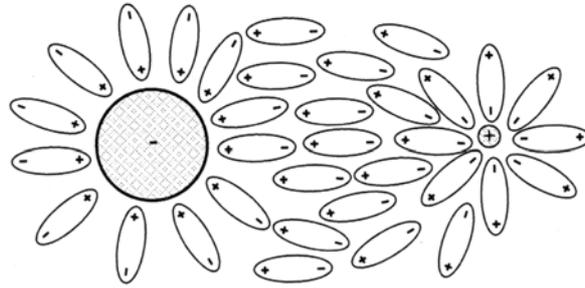
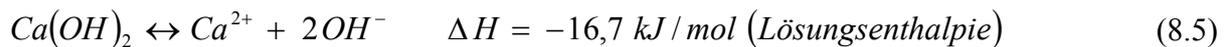


Abb. 8.14 Schematische Darstellung solvatisierter (gelöster) Ionen (Abbildung aus Latscha 1996)

Bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung wird die Konzentration der im Boden enthaltenen Ionen lokal verändert. Ursache ist die Dissoziation des Calciumhydroxides zu  $Ca^{2+}$  und  $2 OH^{-}$ -Ionen.



Ein Teil der in der Lösung vorliegenden  $Ca^{2+}$ -Ionen wird in Kationenaustauschprozesse eingebunden, die in Abhängigkeit des Tonmineraltyps an den Rändern und gegebenenfalls in den Zwischenschichten der Tonmineralokristalle stattfinden. In der Regel werden zweiwertige Kationen gegen einwertige ausgetauscht, so dass z. B.  $Na^{+}$ -Ionen in die Bodenlösung übergehen (Jasmund/Lagaly 1993).

Die Anzahl der in der Bodenlösung vorhandenen  $Ca^{2+}$  und  $OH^{-}$ -Ionen wird durch die Löslichkeit des Calciumhydroxides begrenzt. Die Löslichkeit kennzeichnet die Menge an gelöster Substanz, bei der die Lösung gesättigt ist und sich ein Gleichgewichtszustand einstellt. Sie wird in [mol/l] oder massenbezogen in [g/l] angegeben. Weiter hinzugegebene Substanz bleibt als feste (flüssige) Phase ungelöst zurück. Die Löslichkeit ist eine charakteristische Eigenschaft des betreffenden Stoffes und ist temperaturabhängig.

Eine im Zusammenhang mit der Löslichkeit stehende thermodynamische Kenngröße ist das Löslichkeitsprodukt  $Lp$ . Es kennzeichnet die Löslichkeit der Substanzen.

$$Lp_{(A_mB_n)} = c^m(A^{n+}) \cdot c^n(B^{m-}) \quad \text{für } m \neq n \quad \text{in } (mol/l)^{m+n} \quad (8.6)$$

Je kleiner der Wert des Löslichkeitsproduktes ist, desto weniger Substanz geht in die Lösung über. Das Löslichkeitsprodukt gilt für alle schwerlöslichen Verbindungen.

Die molare Löslichkeit  $c$  lässt sich mit der nachfolgenden allgemeinen Beziehung (8.7) berechnen, die eine vollständige Dissoziation des Stoffes voraus setzt:

$$c_{(A_mB_n)} = {}^{m+n}\sqrt{\frac{LP_{(A_mB_n)}}{m^m \cdot n^n}} \quad (8.7)$$

Der Einfluss der Temperatur auf das Gleichgewicht und damit auf die Löslichkeit kann bei Unabhängigkeit der Reaktionsenthalpie (Reaktionswärme) von der Temperatur, dies ist in der Regel für kleine Temperaturbereiche der Fall, mit Hilfe der Gleichung von van' t Hoff berechnet werden (z. B. Christen 1988). Sie ist nachstehend (8.8) aufgeführt.

$$\ln\left(\frac{K_2}{K_1}\right) = -\frac{\Delta H}{R} \cdot \left(\frac{1}{T_2} - \frac{1}{T_1}\right) \quad (8.8)$$

wobei:  $K_2$  = Gleichgewichtskonstante  $\approx Lp_2$  für die Temperatur  $T_2$

$K_1$  = Gleichgewichtskonstante  $\approx Lp_1$  für die Temperatur  $T_1$

$R$  = universelle Gaskonstante =  $8,3143 \cdot 10^{-3} \left[ \frac{kJ}{K \cdot mol} \right]$

$\Delta H$  = Reaktionswärme (Reaktionsenthalpie) in  $[kJ / mol]$

Bei 25 °C beträgt die Löslichkeit des Calciumhydroxides  $\approx 0,021$  mol/l. Mit einer Molmasse des Calciumhydroxides von 74,09 g/mol folgt eine Löslichkeit von  $\approx 1,56$  g/l. Diese Angabe bezieht sich auf Christen (1988). Es sei an dieser Stelle angemerkt, dass sich die Angaben zur Löslichkeit der einzelnen Substanzen in der Literatur teilweise recht deutlich voneinander unterscheiden.

Bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung werden dem Boden ca. 75 bis 150 kg Calciumoxid je  $m^3$  Boden (für  $\rho_d = 1,5$  g/cm<sup>3</sup>) zugemischt. Nach dem Ablöschvorgang entspricht dies 99 bis 198 kg Calciumhydroxid je  $m^3$ , das im Boden verbleibt (siehe Punkt 7.1.1). Der nach der chemischen Wasserbindung und Trockenmassezufuhr verbleibende Wassergehalt des stabilisierten Bodens beträgt entsprechend der oben aufgeführten Zugabemenge an Bindemittel zwischen 23 und 20 % (siehe Gl. 7.9) bzw. entspricht einem Volumen von  $\approx 368$  bis 340 l Wasser

je m<sup>3</sup> Boden. Daraus ergibt sich eine Gesamtlöslichkeit von 644 bis 595 g Calciumhydroxid je m<sup>3</sup> Boden (bei 10 °C), dies entspricht ca. 0,7 % bis 0,3 % der eingebrachten Menge an Calciumhydroxid. Da bedeutend mehr Calciumhydroxid in den Boden eingebracht wird, als in Lösung übergehen kann, ist von einer gesättigten Bodenlösung auszugehen.

Da es sich beim Lösungsvorgang des Calciumhydroxides um eine exotherme Reaktion handelt ( $\Delta H = -16,7 \text{ kJ/mol}$ ), führt eine Temperaturerhöhung zu einer Verschiebung des Gleichgewichts in Richtung des Ausgangsproduktes. Es geht weniger Calciumhydroxid in den gelösten Zustand über (Abbildung 8.15).

Wie einleitend aufgeführt, sind die Ionen im Wasser stets mit einer Hydrathülle umgeben. Die bei der Hydratisierung freigesetzte Energie (Hydrationsenthalpie) ist ein Maß für die zwischen den Ionen und den an sie angelagerten Wassermolekülen wirkenden Bindekräfte. Die Hydrationsenthalpie des  $\text{Ca}^{2+}$ -Ions beträgt 1577 kJ/mol, die des  $\text{OH}^-$ -Ions 364 kJ/mol (Christen 1988). Die Hydrationsenthalpie des gelösten Calciumhydroxides beträgt somit 2305 kJ/mol. Dies entspricht beispielsweise dem dreifachen Wert der Hydrationsenthalpie des gelösten Natriumchlorides (vgl. auch Punkt 8.2.2 – Oberflächenspannung des Wassers).

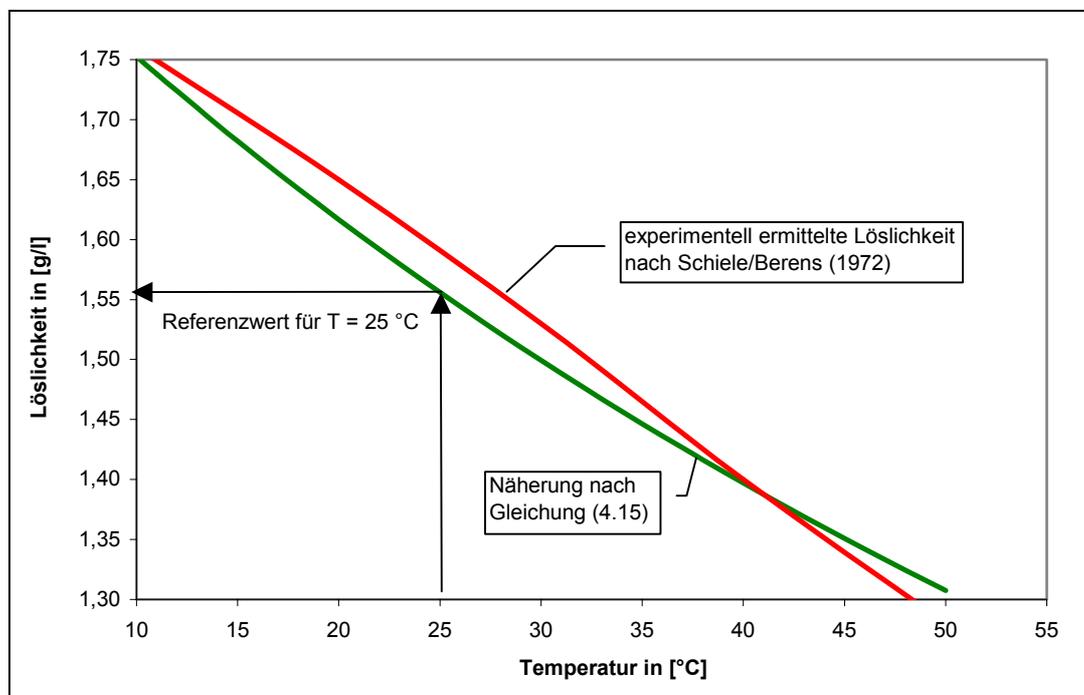


Abb. 8.15 Löslichkeit des Calciumhydroxides in Abhängigkeit von der Temperatur. Die Berechnung der Temperaturabhängigkeit erfolgte als Näherung mit Gleichung (8.8)

Aneinandergrenzende Lösungen von verschiedener Konzentration vermischen sich im Laufe der Zeit durch Diffusion. Feldversuche verschiedenen Autoren (z. B. Broms/Boman (1979), Bryhn et al. (1983), Stolba (1977)), haben gezeigt, dass die Diffusionsrate der Calciumionen in dem die Stabilisierungssäule umgebenden Boden gering bleibt. Stolba berichtet von einer circa 5 cm breiten Bodenzone um einen reinen Kalkpfahl (Verdrängungspfahl) von 18 cm Durchmesser, die durch Ionenwanderung beeinflusst wurde. Broms und Bryhn geben für Kalk-Boden-Säulen von 60 cm Durchmesser nur eine ca. 3 cm breite Zone an. Die Ursache hierfür liegt in der geringen Beweglichkeit der gelösten  $Ca^{2+}$ -Ionen in feinkörnigen Böden, verstärkt durch niedrige Temperaturen.

Zu einem bestimmten Grad lässt sich die Bodenmatrix – insbesondere bei eingeschalteten tonigen Schichten – als selektive Membran („semipermeable Membran“) betrachten, die die Verbreitung verschiedener gelöster Substanzen einschränkt oder verhindert (Hillel 1980). Dadurch bleibt im Boden ein Konzentrationsgefälle hinsichtlich der gelösten Substanzen erhalten.

Das Bestreben einer Lösung, sich in möglichst viel Lösemittel zu verteilen, führt zu einer Diffusion der Lösemittelteilchen (im vorliegenden Fall Bodenwasser) in die Lösung und zu ihrer Verdünnung. Da die Ausbreitung des gelösten Calciumhydroxides durch die Bodenmatrix eingeschränkt wird, der Konzentrationsausgleich also nur durch die Wassermoleküle in eine Richtung erfolgt, handelt es sich hierbei um einen osmotischen Vorgang.

Der durch Osmose in einer Lösung entstehende Druck heißt osmotischer Druck (ausführliche Darstellung in Latscha 1996, Christen 1988 und Hillel 1980).

Der osmotische Druck entspricht dem hydrostatischen (Gegen)Druck, bei dem sich ein Gleichgewichtszustand einstellt, d. h. die Anzahl der Moleküle, die die „Membran“ passieren, in beiden Richtungen gleich ist. Er ist somit ein Maß für die „Saugkraft“, die von der Lösung im Verhältnis zu einem reinen Lösemittel (hier Wasser) ausgeht. Der osmotische Druck ist direkt proportional der Teilchenzahl, d. h. der molaren Konzentration  $c_m$  des gelösten Stoffes und der Temperatur  $T$ . Er ist unabhängig von der Natur der gelösten Stoffe (Latscha 1996).

$$\Pi = \frac{n \cdot R \cdot T}{V} = c_m \cdot R \cdot T \quad (8.9)$$

wobei:  $\Pi$  = osmotischer Druck in [bar]

$n$  = Anzahl der gelösten Teilchen in [mol]

$R$  = universelle Gaskonstante =  $0,083143 \left[ \frac{l \cdot \text{bar}}{K \cdot \text{mol}} \right]$

$T$  = °C + 273,15 in Kelvin

$V$  = Volumen

$$c_m = \frac{n}{V}$$

Berücksichtigt man, dass 1 Mol Calciumhydroxid in 3 Mol gelöster Teilchen zerfällt (siehe Gl. 8.5) ergibt sich für das gelöste Calciumhydroxid der nachstehend aufgeführte osmotische Druck (Abb. 8.16) unter Beachtung von Gleichung (8.8).

Voraussetzung für die vorangegangenen Ausführungen ist, dass die Bodenlösung zum Zeitpunkt des Einmischens des Bindemittels nur wenige Hydroxid- oder Calcium-Ionen enthält, da aus Gründen des chemischen Gleichgewichtes ansonsten weniger Calciumhydroxid in Lösung übergeht.

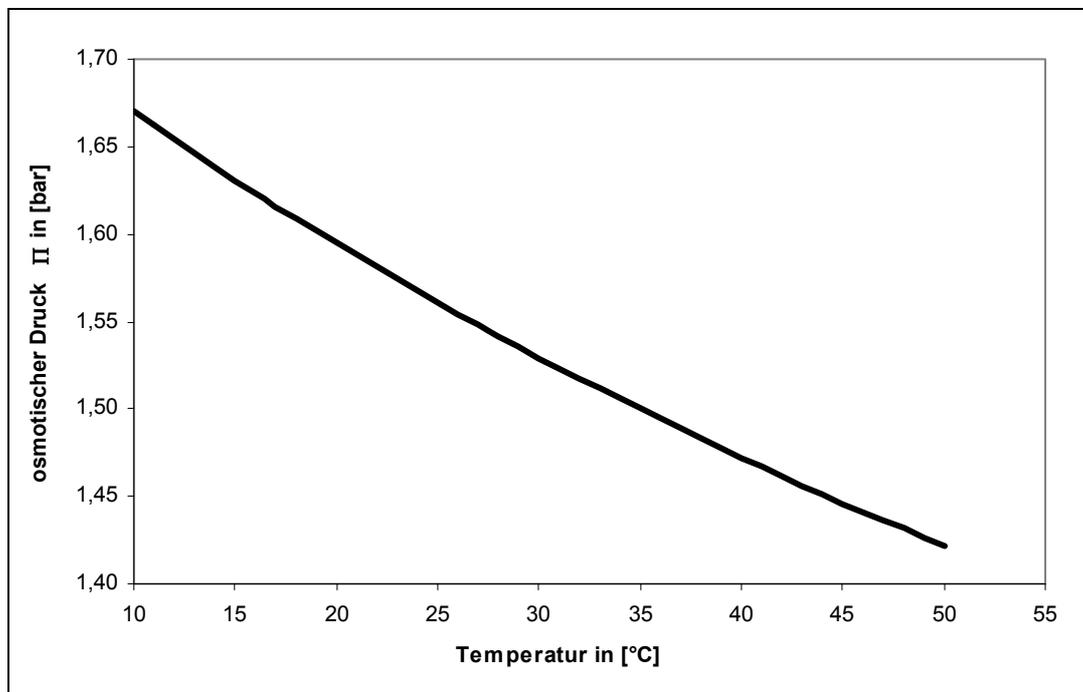


Abb. 8.16 osmotischer Druck des gelösten Calciumhydroxides in [bar] in Abhängigkeit der Temperatur der Bodenlösung unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Löslichkeit

### 8.3 Umverteilung von Bodenwasser infolge der Säulenherstellung

Voranstehend wurde die energetische Situation des Bodenwassers mit Hilfe von Teilpotentialen dargestellt und auf deren Beeinflussung durch die Herstellung der Branntkalk-Boden-Säulen eingegangen. Da diese Potentialänderungen nur lokal begrenzt auftreten, entstehen im Boden Potentialgefälle, die zu einer Umverteilung des im Boden enthaltenen Wassers führen müssen.

In teilgesättigten Boden können die folgenden Umverteilungsprozesse von Wasser in der dampfförmigen und in der flüssigen Phase stattfinden:

- Transport in der flüssigen Phase aufgrund eines hydraulischen Gradienten. Dies schließt Einwirkungen wie die der Gravitation und das Auftreten von Matrixpotentialgradienten ein. Das Auftreten eines hydraulischen Gradienten kann anisotherme und/oder isotherme Ursachen haben.
- Transport in der flüssigen Phase aufgrund eines osmotischen Potentialgradienten.
- Transport in der Dampfphase aufgrund eines isothermen Dampfdruckgefälles. Die Ursachen für ein isothermes Dampfdruckgefälle können die Erniedrigung des Dampfdruckes durch gelöste Salze oder eine Abnahme des Matrixpotentials bei Austrocknung des Bodens sein.
- Transport in der Dampfphase aufgrund eines durch thermische Gradienten hervorgerufenen Dampfdruckgefälles (anisothermer Wasserdampftransport).

Die Änderungen der Teilpotentiale des Bodenwassers sind bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk überwiegend auf die temporäre Beeinflussung des Temperaturfeldes im Boden zurückzuführen. Hauptantrieb für Wasserbewegungen bei Temperaturfeldänderungen sind die unter den Punkten 8.2.2 und 8.2.3 beschriebenen Änderungen des Sättigungsdampfdruckes (dampfförmige Wasserphase) und die Änderungen der Oberflächenspannung des Wassers (siehe auch Marshall/Holmes 1996).

Hinzu kommen eine lokal begrenzte Veränderung des osmotischen Drucks und eine lokal begrenzte Sättigungsänderung infolge des bei der Säulenherstellung auftretenden „Stopfeffektes“, die eine Beeinflussung des Matrixpotentials zur Folge hat.

Die nachfolgenden Ausführungen konzentrieren sich auf die durch Temperaturgefälle hervorgerufenen Wasser- und Wasserdampf Flüsse. Die durch die Bodenstabilisierung hervorgerufe-

nen nicht oder nur indirekt von der Temperatur abhängigen Wassertransporte werden qualitativ behandelt und ihr Einfluss auf die Verteilung des Bodenwassers quantitativ abgeschätzt.

Das nachfolgende Schema 8.17 zeigt die bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen auftretenden relevanten Wasser- und Wasserdampf Flüsse und benennt deren Ursachen.

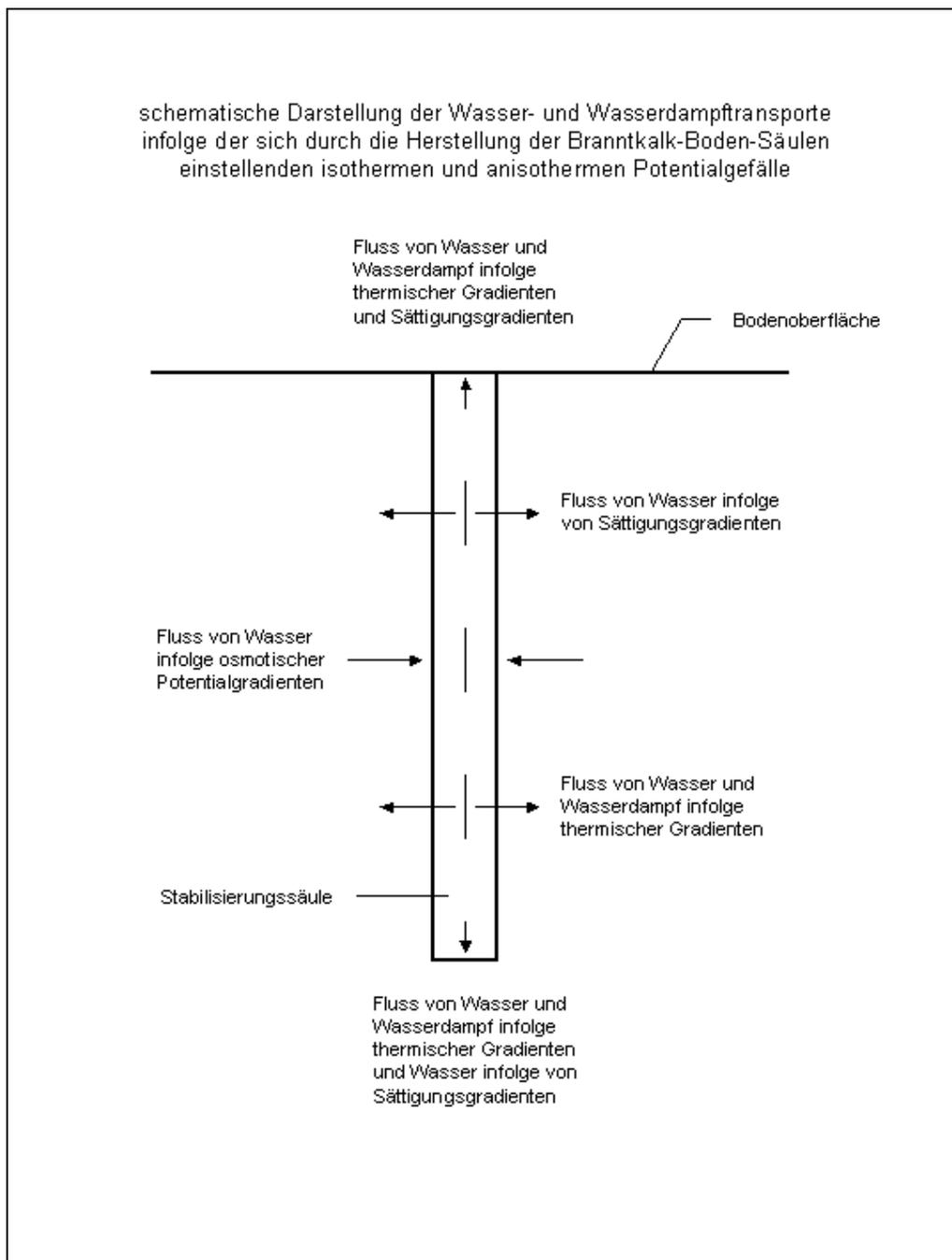


Abb. 8.17 Schema der bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen auftretenden Wasser- und Wasserdampf Flüsse

### 8.3.1 Wasserdampftransport

Nachfolgend wird der Wasserdampftransport infolge temporärer Temperaturgradienten bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk berechnet. Grundlage bilden die unter 7.3.4 ermittelten, von verschiedenen Randbedingungen beeinflussten, zeitabhängigen Temperaturverteilungen im Boden. Als Referenzboden dient hierbei ein schwach toniger Schluffboden (Abbildung 8.6) mit den Kenngrößen  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,9$ .

Die Ausgangssättigung in der Stabilisierungssäule beträgt in Abhängigkeit der Bindemittelzugabemenge zwischen 94 % und 98 % (Abb. 8.4). Mit den Angaben von Nielsen et al. (1972), Jury und Letey (1979) und Vielhaber (1995) werden der *mechanistic enhancement factor*  $\eta$ , der *phenomenological enhancement factor*  $\beta$  sowie der *mass-flow factor*  $\nu$  wie folgt abgeschätzt (Tabelle 8.1):

Tabelle 8.1 Faktoren  $\eta$  und  $\beta$  nach verschiedenen Autoren

	$D_v$	$\eta$	$\beta$	$\nu$
Stabilisierungssäule	$0,257^* (T/T_0)^{1,75}$	1,9 – 2,11	0,8 – 1,0	$\approx 1^*$
umgebender Boden	$0,257^* (T/T_0)^{1,75}$	1,8 – 2,0	1,0	$\approx 1^*$

\*)  $\nu$  nach Philip und de Vries (1957)

Untersucht wird der Wasserdampftransport in Abhängigkeit der Zugabemenge an Branntkalk und in Abhängigkeit des Säulendurchmessers (Temperaturfeldberechnungen der Ziffern 7.3.4.3 und 7.3.4.4). Diese Einflussfaktoren sind für die Ausbildung des die Stabilisierungssäulen umgebenden Temperaturfeldes von besonderer Bedeutung (Tabelle 7.2).

Ebenso soll der Einfluss der Trockendichte als natürliche Bodeneigenschaft Berücksichtigung finden. Die Ausgangssättigung des Bodens wird konstant mit 90 % angenommen und nicht gesondert untersucht, da ihr Einfluss auf die Temperaturentwicklung am geringsten blieb (siehe Punkt 7.3.4.1). Geringere Sättigungsgrade als 90 % sind im Anwendungsfall der tiefgründigen Bodenstabilisierung unwahrscheinlich, bei höheren Sättigungsgraden tendiert der Dampfstrom definitionsgemäß gegen Null. Als variierende Größe, z. B. beeinflusst durch den Stopfeffekt, geht die Sättigung in alle Berechnungen ein.

Zur Erleichterung der Berechnung werden einige vereinfachende Annahmen getroffen. Die einzelne freistehende Stabilisierungssäule lässt sich im mathematischen Sinn bei Vernachlässigung der Säulenendflächen als radialsymmetrisches Problem abbilden.

Zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums bilden die Isothermen annähernd kreiszylindrische Flächen, die die Säule ringförmig umgeben (Abb. 7.50 bis 7.52). Bei dieser Betrachtung werden die halbkugelförmigen Isothermen über den Säulenendflächen vernachlässigt, da diese in der Gesamtbilanz bei zunehmender Säulenlänge und abnehmendem Säulendurchmesser eine untergeordnete Rolle spielen. Nach den Ausführungen unter der Ziffer 5.1.1 beeinflusst eine Veränderung des Temperaturfeldes die Dampfdichte und den Dampfdruck unmittelbar. Aufgrund dieses Zusammenhanges bietet es sich an, die Isothermen als Flächen, denen ein Dampfdruckpotential zugeordnet ist, zu betrachten. Unter der Voraussetzung einer homogenen und isotropen Durchlässigkeit strömt der Dampf senkrecht zu den Potentialflächen, also senkrecht zur Säulenachse in den umliegenden Boden ab (siehe Abbildung 8.18).

freistehende Kalk-Boden-Säule im Längsschnitt

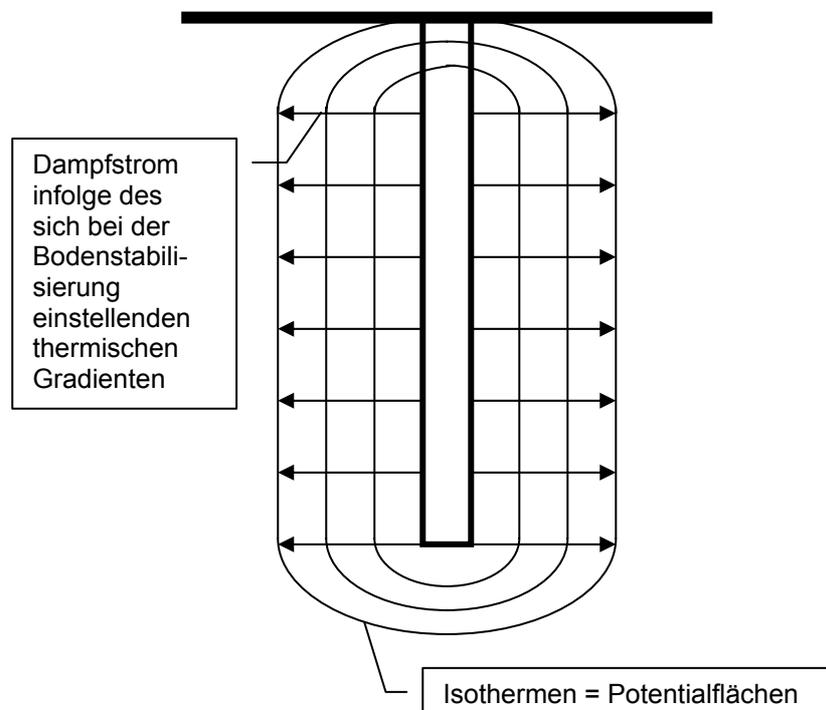


Abb. 8.18 schematisierte Darstellung des Wasserdampfstromes aufgrund des sich bei der Bodenstabilisierung mit Branntkalk einstellenden thermischen Gradienten (Vernachlässigung des vertikalen Flusses an den Säulenenden)

Der aufgrund der Potentialdifferenzen induzierte Dampfdruck wird nach der Gleichung (5.13) von Philip und de Vries und zu Vergleichszwecken nach der von Nielsen angegebenen Gleichung (5.17) berechnet, wobei der Fluss zwischen zwei Potentialflächen als konstant angenommen wird. Dies ist aufgrund der radialsymmetrischen Aufgabenstellung eine Näherung, die einer mathematisch exakten Lösung widerspricht und anhand der nachfolgenden Ausführungen und der Abbildung 8.19 dargelegt wird.

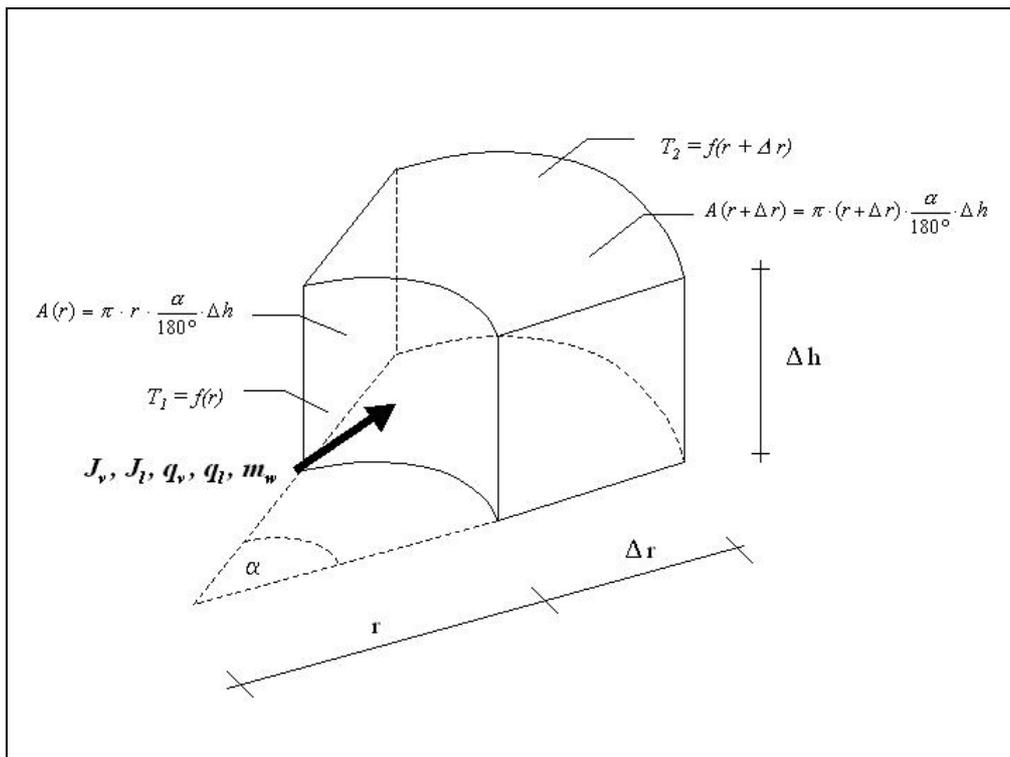


Abb. 8.19 Einfluss der Radialsymmetrie auf die Berechnung des Dampfstromes

Der nach den Gleichungen (4.29) und (4.33) berechnete massen- und flächenbezogene Wasserdampfstrom  $J_v$  bzw. der volumetrische flächenbezogene Fluss  $q_v$  wird zwischen den durch  $r$  und  $(r + \Delta r)$  gegebenen Potentialflächen *konstant* angenommen.

Der Gesamtfluss im betrachteten Volumenelement ergibt sich entsprechend aus:

$$m_v = J_v \cdot A(r) \quad \text{in g / s} \quad (8.10)$$

bzw.

$$Q_v = q_v \cdot A(r) \quad \text{in cm}^3 / \text{s} \quad (8.11)$$

mit:

$$A(r) \neq A(r + \Delta r) \quad (8.12)$$

$$\text{folgt: } m_v(r) \neq m_v(r + \Delta r) \quad \text{bzw.} \quad Q_v(r) \neq Q_v(r + \Delta r)$$

Damit wird die Kontinuitätsbedingung im Volumen verletzt, da die in das Volumenelement eintretende Wassermenge ungleich der austretenden Wassermenge ist. Strenggenommen wird die Kontinuitätsbedingung daher nur für infinitesimal kleine Volumenelemente mit  $\Delta r \rightarrow 0$  eingehalten.

Nachfolgend werden die Wasserdampf Flüsse  $m_v$  und  $Q_v$  zwischen den Potentialflächen deshalb näherungsweise mit  $A = A_m \approx$  konstant berechnet, wobei gilt:

$$A_m = \frac{A(r + \Delta r) + A(r)}{2} = \pi \cdot \left( r + \frac{\Delta r}{2} \right) \cdot \frac{\alpha}{180^\circ} \cdot \Delta h \quad (8.13)$$

Die Abstände  $\Delta r$  betragen in Abhängigkeit der Säulendurchmesser und der Entfernung zum Säulenzentrum für die nachfolgenden Berechnungen zwischen 15 cm und 50 cm, und entsprechen den Abständen der Kontrollpunkte bei den zuvor ausgewerteten Temperaturverteilungen. Die hier getroffenen Aussagen gelten analog für die Berechnung der isothermen und anisothermen Wassertransporte in der flüssigen Phase.

Die dabei erreichte Genauigkeit korrespondiert sehr gut mit der Knotendichte des gewählten Finite-Elemente-Netzes, wie die nachfolgenden Abbildungen 8.20 und 8.21 aufzeigen. In Abbildung 8.20 ist der thermische Gradient senkrecht zur Säulenachse in einem Abstand von 10 cm zum Säulenrand dargestellt. Bezug genommen wird auf die Referenzsäule von 60 cm Durchmesser, entsprechend den Ausführungen unter Punkt 7.3.4. Der thermische Gradient wurde unmittelbar als Berechnungsergebnis an einem adäquaten Knoten ermittelt.

Gegenübergestellt wird der mittlere thermische Gradient zwischen dem Säulenrand und dem umgebenden Boden in 20 cm Abstand zum Säulenrand, der aus den entsprechenden Temperaturverläufen (siehe Kapitel 7) ermittelt wurde. Zwischen dem punktuell ermittelten Gradienten in der Mittelfläche des betrachteten Volumens und dem über den gesamten Bereich gemittelten Wert besteht eine gute Übereinstimmung. Größere Genauigkeiten ließen sich nur durch

ein entsprechend verdichtetes FE-Netz und der damit verbundenen Reduzierung des oben beschriebenen Fehlers erzielen, was im vorliegenden Fall jedoch nicht erforderlich ist.

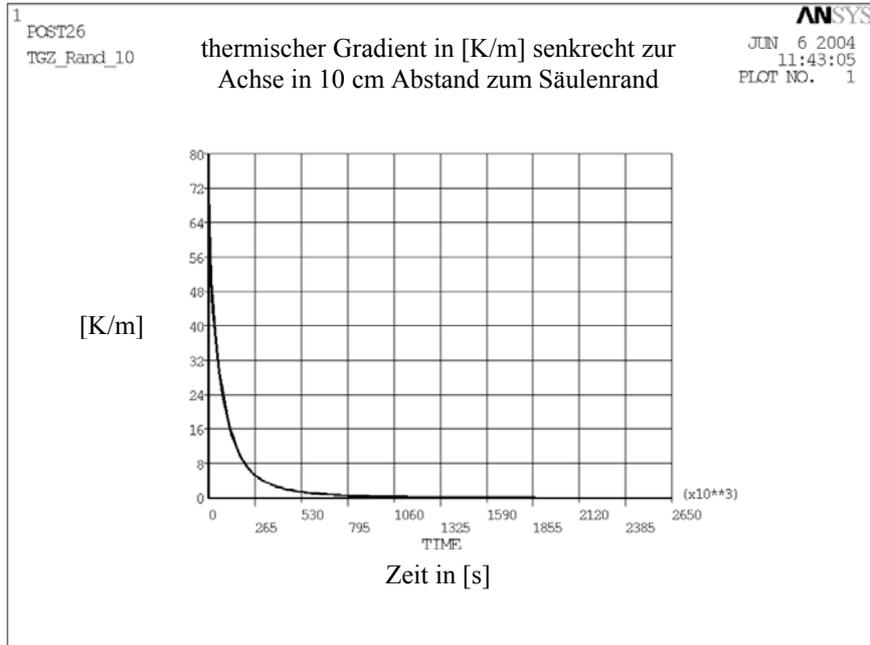


Abb. 8.20 thermischer Gradient senkrecht zur Säulenachse im Abstand von 10 cm zum Säulenrand als Knotenwert der FE-Berechnung

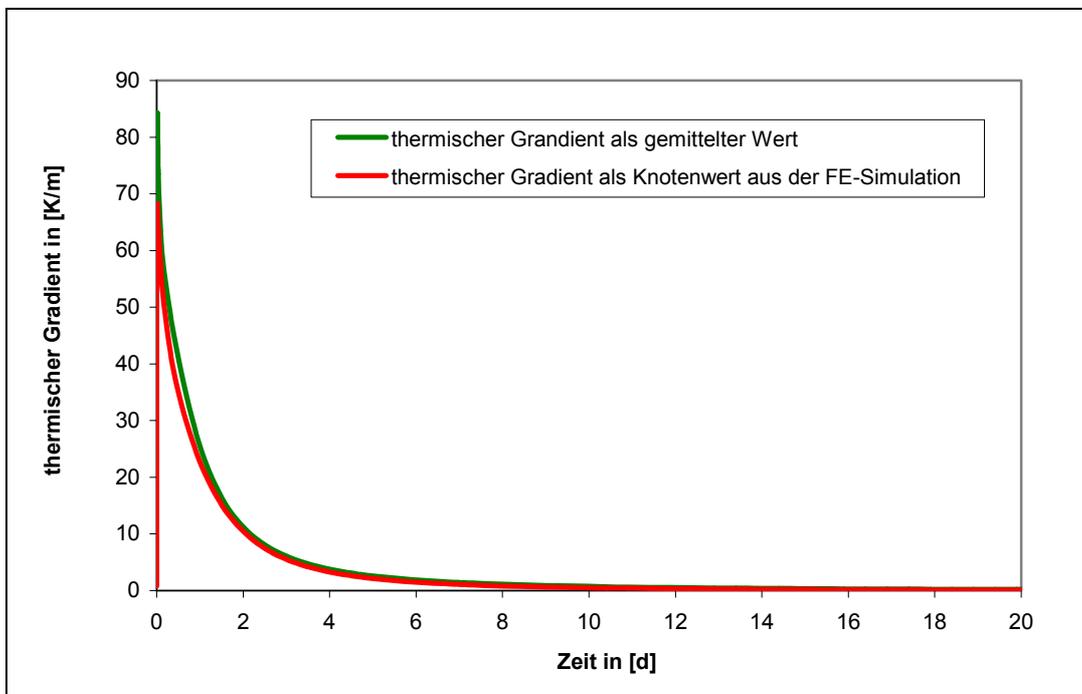


Abb. 8.21 thermischer Gradient senkrecht zur Säulenachse im Abstand von 10 cm zum Säulenrand als Knotenwert der FE-Berechnung und als gemittelter Wert aus den Temperaturverläufen am Säulenrand und im Abstand von 20 cm zum Rand

Der von den Bodeneigenschaften Porenanteil und Sättigung abhängige *mechanistic enhancement factor*  $\eta$  wird für alle Berechnungen der *Tabelle 1* aus Jury und Letey (1979) entnommen. Zwischenwerte werden linear interpoliert. Der für Gleichung (4.33) benötigte Wert  $\beta$  geht entsprechend Abbildung (4.28) und Abbildung (8.6) mit einem Wert zwischen 0,8 und 1,0 und bei vollständiger Sättigung mit Null in die Berechnung ein.

Der Dampffluss  $q_v$  (in mm/s) wird entsprechend der aufgeführten Berechnungsansätze jeweils für die ermittelte Temperaturverteilung zum Zeitpunkt  $t_{i=l}$  bis  $t_{i=n}$  nach Herstellung der Branntkalk-Boden-Säulen berechnet. Anschließend erfolgt die Integration des Dampfflusses im Zeitintervall  $[t_i, t_{i+1}]$  nach dem Mittelwertsatz:

$$\int_{t_i}^{t_{i+1}} f(t) \cdot dt = (t_{i+1} - t_i) \cdot f_m(t) \quad \text{mit} \quad f_m(t) = \frac{f(t_i) + f(t_{i+1})}{2} \quad (8.14)$$

Eine Stetigkeit von  $f(t)$  im Intervall  $[t_i, t_{i+1}]$  wird dabei vorausgesetzt. Die Größe der Intervalle  $[t_i, t_{i+1}]$  richtet sich hierbei nach der Differenz der Funktionswerte  $f(t_{i+1}) - f(t_i)$  und entspricht den Ergebnissen der FE - gestützten Temperaturfeldberechnungen aus Abschnitt 7.3.4. Abschließend erfolgt die Summation der berechneten Teilflüsse über den gesamten Abkühlungszeitraum.

Die Abbildungen 8.22 bis 8.25 zeigen exemplarisch die gegen die Zeit aufgetragenen Summenkurven des Dampfflusses für eine Stabilisierungssäule von 60 cm Durchmesser. Die Trockendichte  $\rho_d$  des Ausgangsbodens beträgt hierbei 1,5 g/cm<sup>3</sup>, die Ausgangssättigung  $S_r = 0,9$  und die Zugabemenge an Branntkalk 10 %. Dabei werden die Dampf Flüsse zwischen dem Zentrum und Rand der Säule sowie im umgebenden Boden aufgezeigt.

Deutlich erkennbar ist die zeitliche Verschiebung der Dampf Flüsse bei zunehmendem Abstand vom Säulenzentrum.

Beim Vergleich der Berechnungsergebnisse nach Philip und de Vries sowie Nielsen et al. wird der Einfluss der Faktoren  $\eta$  und  $\beta$  herausgestellt. Während der verwendete Faktor  $\eta$  unmittelbar über die Sättigung und den Porenanteil definiert wird (Jury und Letey 1979), wird  $\beta$  näherungsweise über die Saugspannungen (Abbildung 5.9) und damit indirekt über die Was-

Wassersättigung des Bodens bestimmt. Generell beträgt der mit der Beziehung nach Nielsen et al. (Gl. 5.17) und dem experimentell ermittelten Faktor  $\beta$  berechnete Dampftransport  $q_v$  ca. 19 % bis 45 % des nach Philip und de Vries berechneten Flusses.

Für die Untersuchung des Dampftransportes bei der Bodenstabilisierung ist der hier verwendete Ansatz nach Jury und Letey unter Einbeziehung des Faktors  $\eta$  geeigneter, da er einen direkten Zusammenhang zwischen dem komprimierten Boden mit verringertem Porenanteil (Stopfefeht) sowie veränderter Wassersättigung und der Durchlässigkeit von Wasserdampf herstellt. Dem gegenüber wird das zur Abschätzung von  $\beta$  zugrunde gelegte Matrixpotential und damit auch die auftretenden Saugspannungen neben dem Sättigungsgrad auch von einer Reihe bodenspezifischer Faktoren wie beispielsweise der Anordnung der Bodenteilchen und deren Benetzungswinkel bestimmt, die durch den Stabilisierungsvorgang beeinflusst werden. Dadurch ist eine Abschätzung des Dampftransportes über den empirischen Faktor  $\beta$  nach Abbildung 5.9 in diesem Anwendungsfall schwieriger zu handhaben als die Berechnung mit Hilfe des Faktors  $\eta$ .

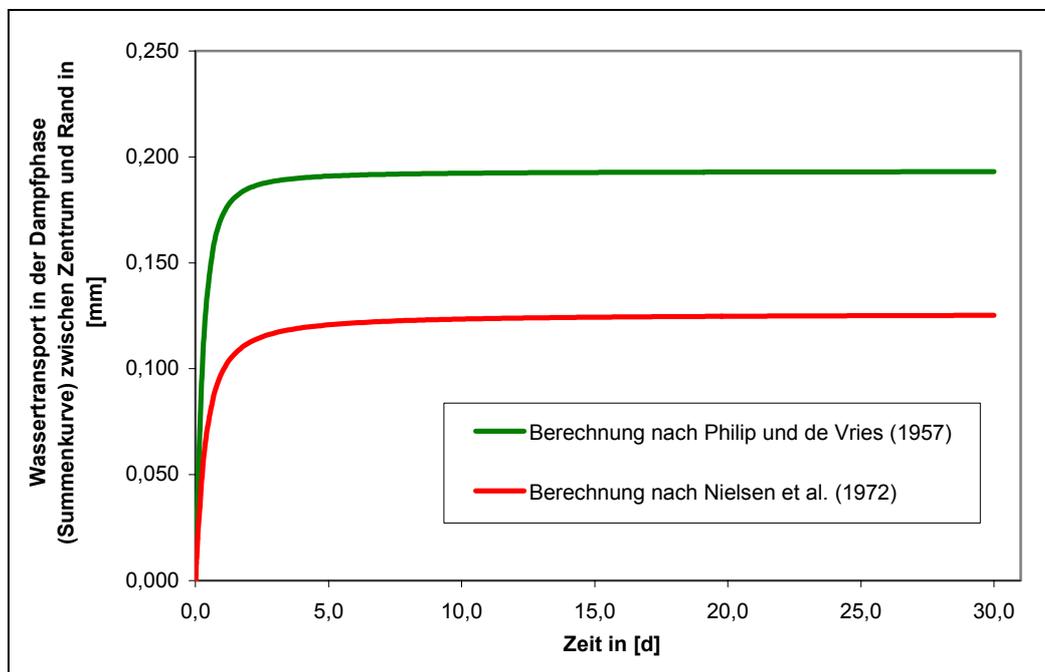


Abb. 8.22 berechneter Wasserdampftransport (Summenkurve) zwischen dem Säulenzentrum und dem Säulenrand für eine Säule mit 60 cm Durchmesser ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$ , Branntkalkzugabe = 10 Gew.-%)

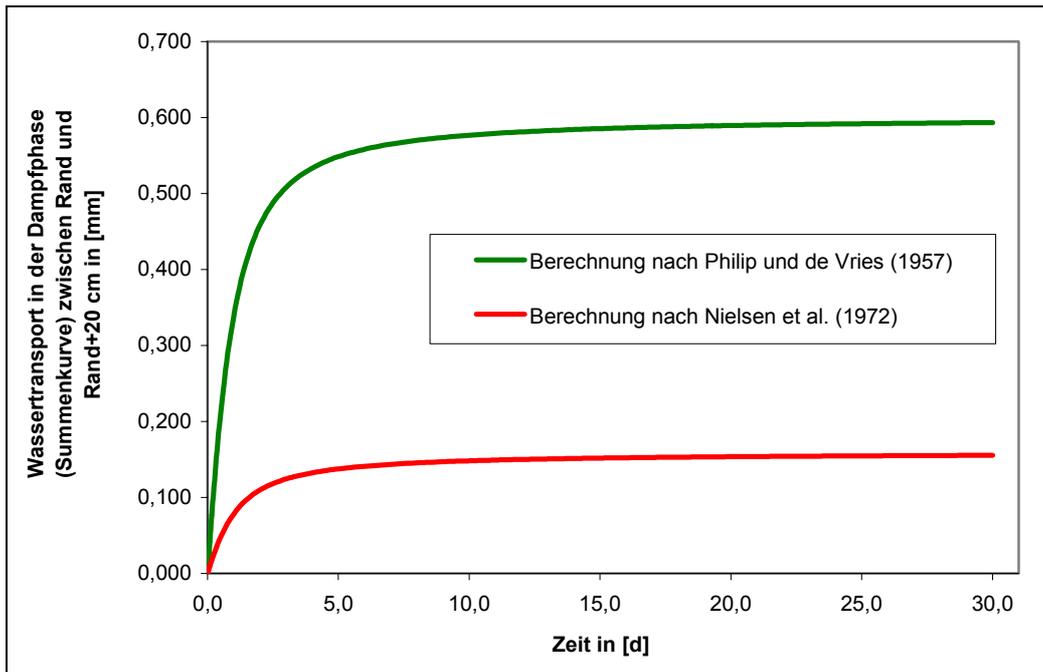


Abb. 8.23 berechneter Wasserdampffluss (Summenkurve) zwischen Säulenrand und dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm für eine Säule mit 60 cm Durchmesser ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$ , Branntkalkzugabe = 10 Gew.-%)

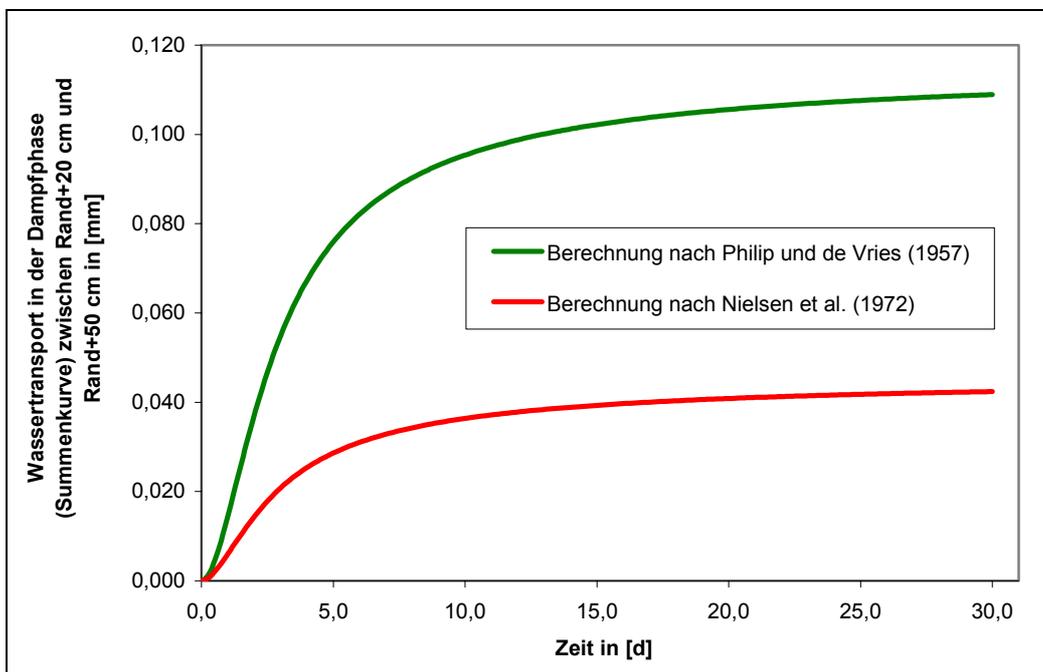


Abb. 8.24 berechneter Wasserdampffluss (Summenkurve) zwischen dem umgebenden Boden im Abstand von 20 cm und dem umgebenden Boden im Abstand von 50 cm für eine Säule mit 60 cm Durchmesser ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$ , Branntkalkzugabe = 10 Gew.-%)

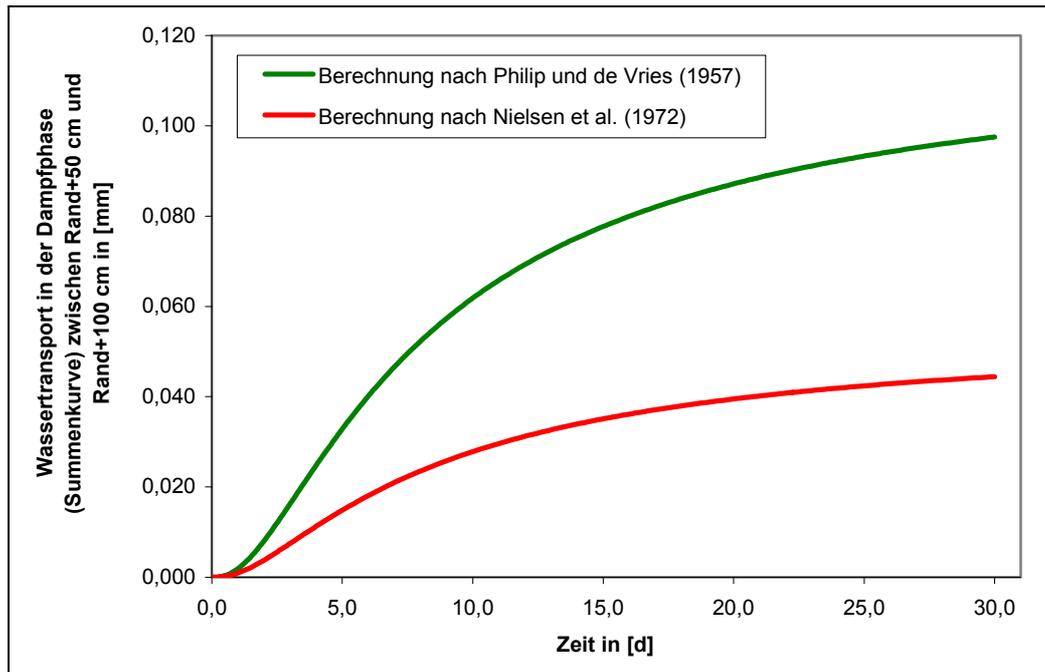


Abb. 8.25 berechneter Wasserdampftransport (Summenkurve) zwischen dem umgebenden Boden im Abstand von 50 cm und dem umgebenden Boden im Abstand von 100 cm für eine Säule mit 60 cm Durchmesser ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$ , Branntkalkzugabe = 10 Gew.-%)

Nachfolgend werden die berechneten Wassertransporte (Summen) und deren Auswirkungen auf die Sättigung des Bodens in Abhängigkeit der Parameter Säulendurchmesser, Bindemittelkonzentration und Trockendichte des Ausgangsbodens dargestellt. Die Ausgangssättigung des Bodens beträgt in allen Fällen 90 %. Die Abschätzung der Sättigungsänderung gestaltet sich hierbei schwierig, da diese nicht punktuell oder flächig erfolgt, sondern ein Volumen erfasst. Vereinfachend und idealisierend wird die berechnete, in der Dampfphase transportierte Wassermenge als Zu- oder Abstrom aus einem festgelegten Bereich (Volumen) betrachtet. Die gewählten Volumen werden hierbei durch die mittleren Radien zwischen den Isothermenflächen begrenzt. Eine Ausnahme bildet der Randbereich der Säule mit 90 cm Durchmesser. Der der Berechnung (Sättigungsänderung) zugrunde gelegte Bereich erstreckt sich  $\pm 10 \text{ cm}$  vom Säulenrand. Um Sprünge in der Sättigungsänderung zu vermeiden, werden die Änderungen zwischen angrenzenden Volumen linear interpoliert. Der Dampftransport und die berechnete Sättigungsänderung werden einheitlich skaliert dargestellt, orientiert an den jeweiligen Höchstwerten.

### 8.3.1.1 Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit des Säulendurchmessers

Der Säulendurchmesser hat einen maßgeblichen Einfluss auf die Dauer des Auskühlungsprozesses und die Größe des sich in der Säule und ihrem Randbereich einstellenden Temperaturgefälles. Die Ergebnisse der Temperaturfeldberechnungen und eine ausführliche Darstellung können dem Punkt 7.3.4.4 entnommen werden.

Entsprechend dieser Ergebnisse stellt sich der größte thermische Gradient und damit das größte Dampfdruckgefälle am Rand der Säule mit 90 cm Durchmesser ein. In diesem Bereich liegt daher der Schwerpunkt des Wasserdampftransportes.

Mit abnehmendem Säulendurchmesser verlagert sich das maximale Temperaturgefälle in den Bereich zwischen Säulenzentrum und Säulenrand, was sich durch eine Verringerung des Dampfdruckes im Randbereich und eine Erhöhung des Wasserdampftransportes in der Säule äußert. Generell fällt der Wasserdampftransport innerhalb der Säule aber aufgrund der hohen Sättigung deutlich geringer aus.

Die Abbildungen 8.25 bis 8.27 zeigen den nach Philip und de Vries und Nielsen et al. berechneten Dampfdruck (entsprechend den Ausführungen unter 5.2.2.2) als Gesamtbetrag in Abhängigkeit des Säulendurchmessers und die Abbildungen 8.28 bis 8.30 die daraus abgeschätzte Sättigungsänderung des Bodens. Die Grundlage der Berechnung bilden die bei der Berechnung der Temperaturverteilung festgelegten Temperaturmesspunkte, zwischen denen der Dampfdruck ermittelt wird.

Die Trockendichte des die Säule umgebenden Bodens soll  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  betragen, die Sättigungszahl  $S_r = 0,90$ . Die Branntkalkzugabe beträgt in allen Fällen 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens.

Die Sättigungsänderungen werden aus den Wassertransporten nach Philip und de Vries berechnet, da für diese aufgrund ihres deutlich höheren Betrages eine schärfere Interpretation möglich ist.

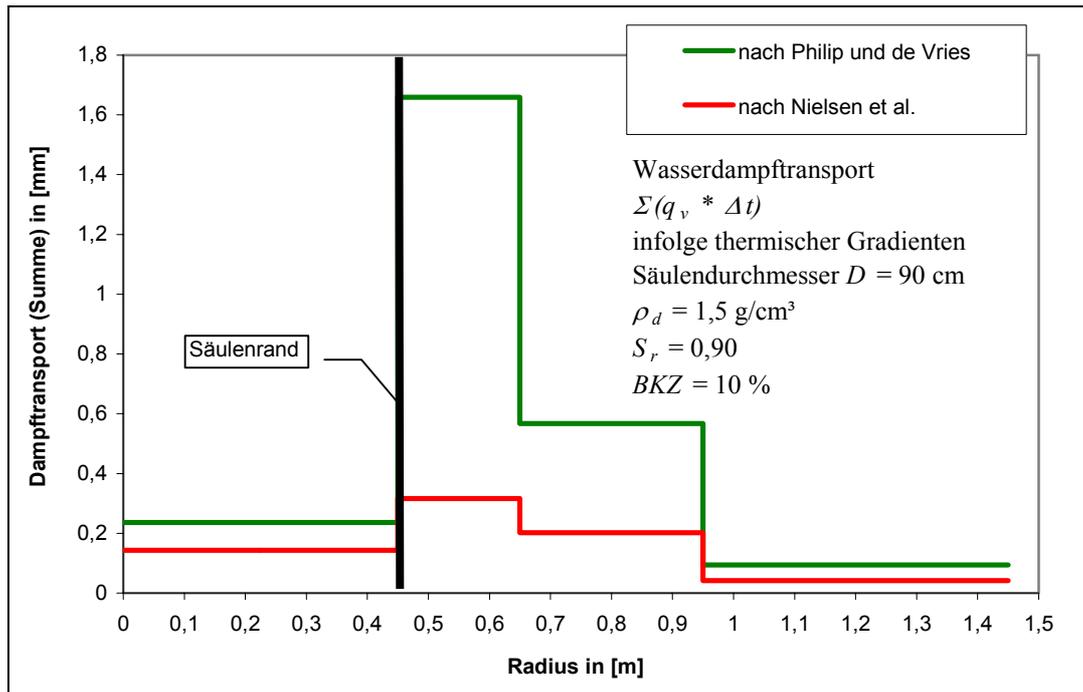


Abb. 8.25 berechneter Wasserdampffluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 90 cm Durchmesser

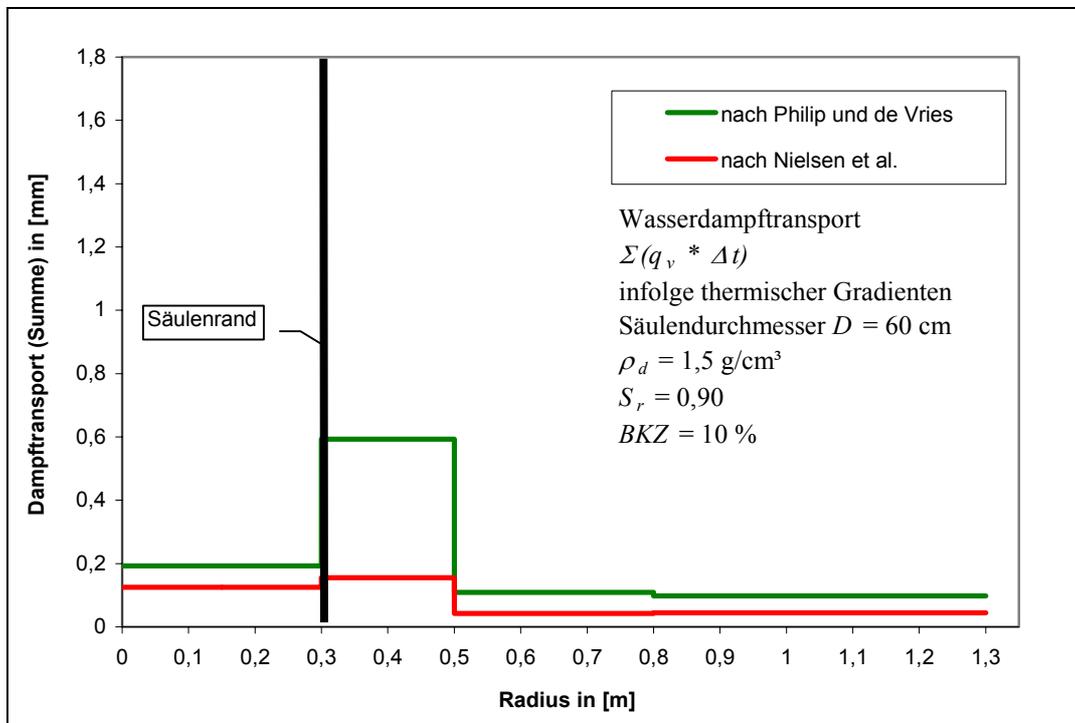


Abb. 8.26 berechneter Wasserdampffluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

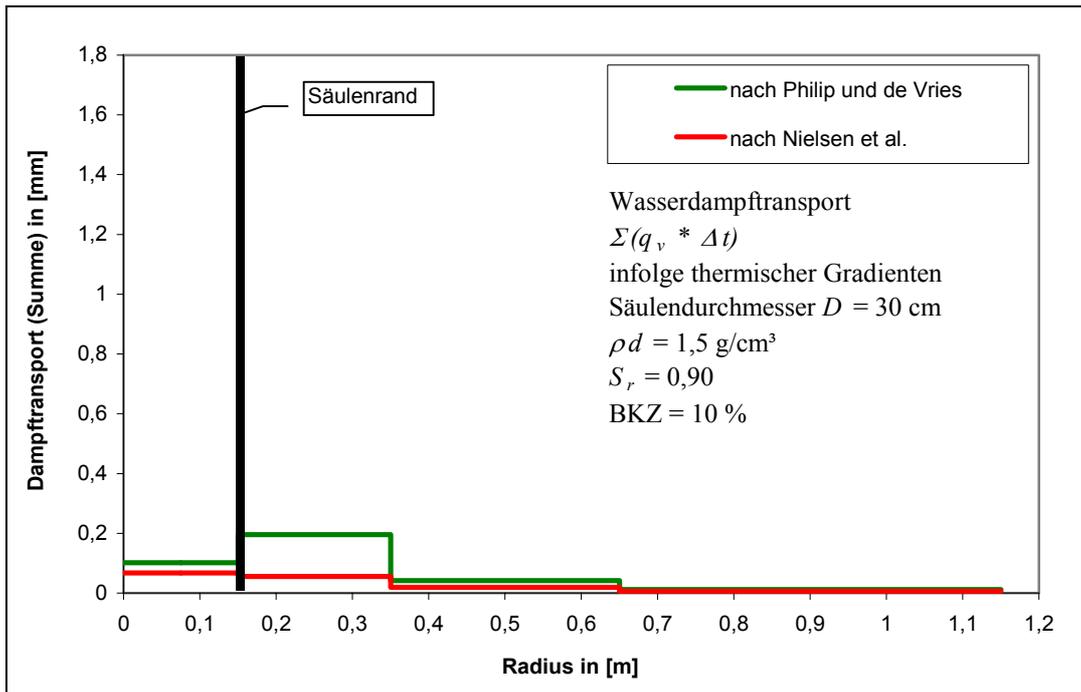


Abb. 8.27 berechneter Wasserdampftransport (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 30 cm Durchmesser

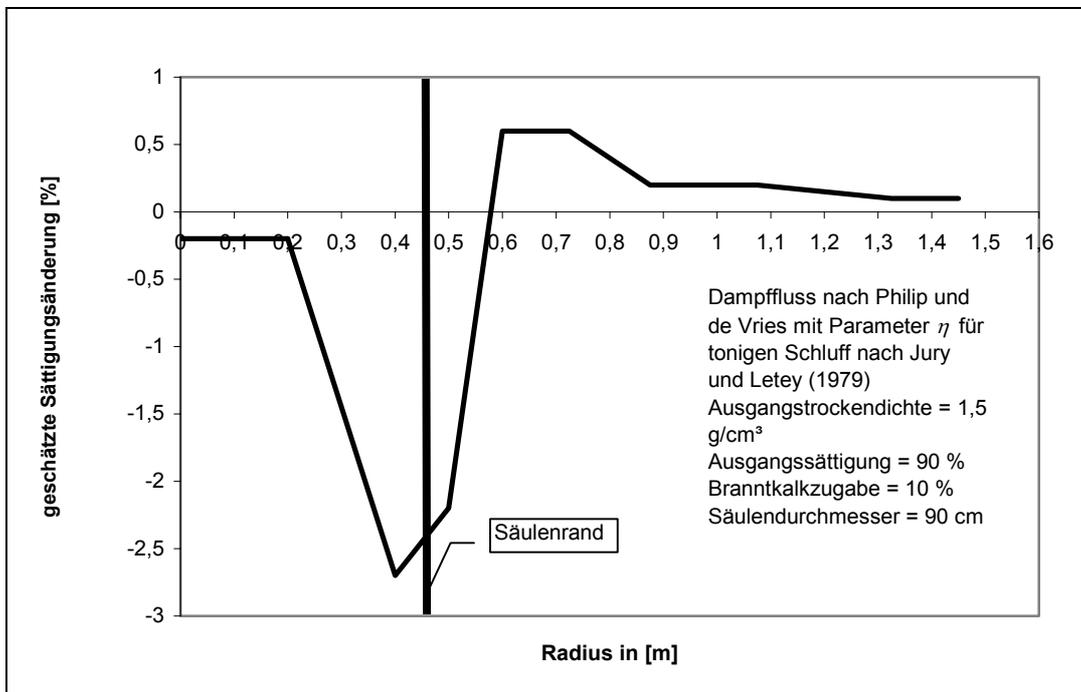


Abb. 8.28 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 90 cm Durchmesser

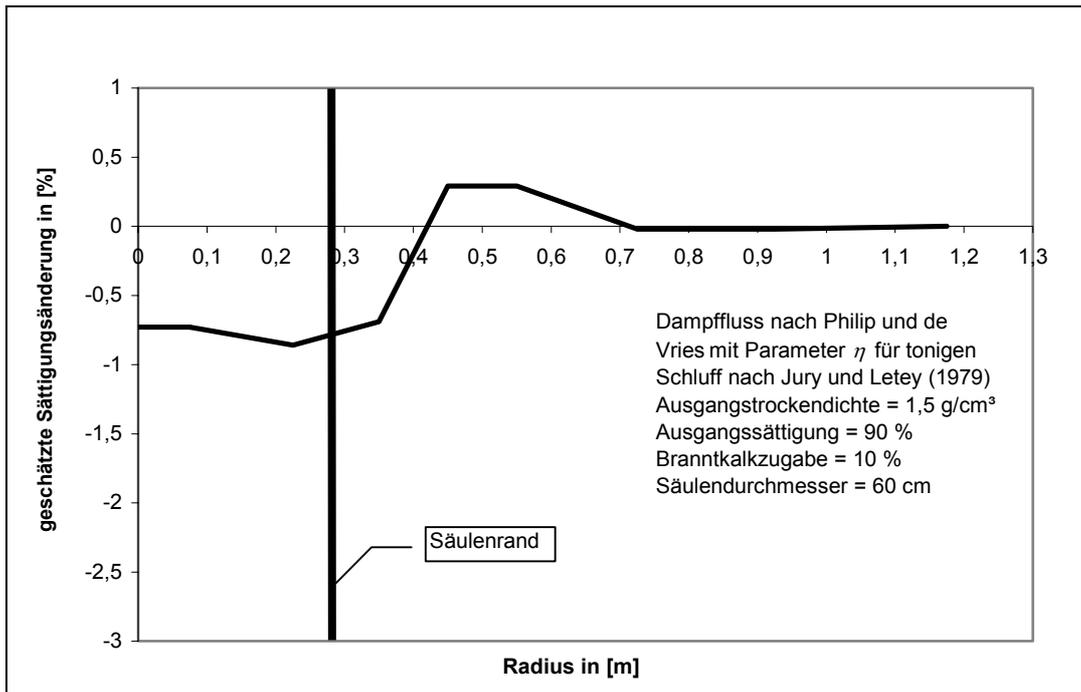


Abb. 8.29 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

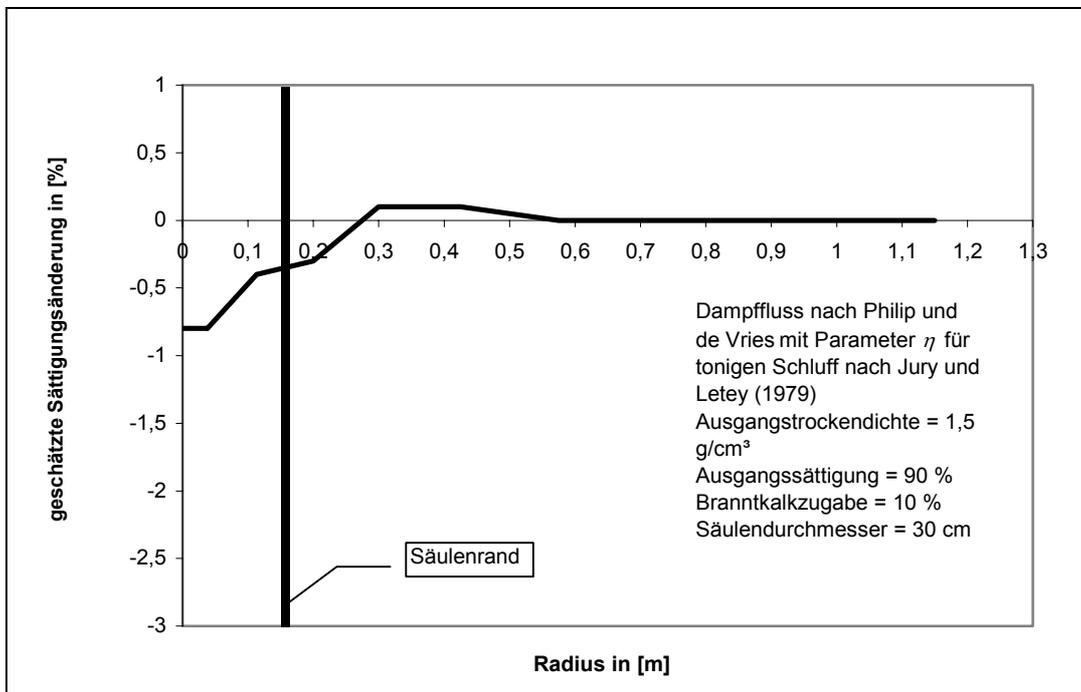


Abb. 8.30 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 30 cm Durchmesser

### 8.3.1.2 Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit der Bindemittelkonzentration (Branntkalk)

Die Bindemittelkonzentration beeinflusst das Maß der Erwärmung des Bindemittel-Boden-Gemisches und damit die Höhe der sich einstellenden thermischen Gradienten sowie die Sättigung des Gemisches. Diese Sachverhalte wurden ausführlich unter den Punkten 7.1.1 und 7.3.4.3 dargestellt.

Der Einfluss unterschiedlicher Bindemittelkonzentrationen auf den Wasserdampftransport kann den Abbildungen 8.31 und 8.32 entnommen werden. Die Abbildung 8.31 zeigt den Dampftransport bei einer Branntkalkzugabe von 5 %. In Abbildung 8.32 ist die entsprechende, berechnete Sättigungsänderung dargestellt. Grundlage der Betrachtung ist eine Säule mit 60 cm Durchmesser. Die Trockendichte des die Säule umgebenden Bodens soll  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  betragen, die Sättigungszahl  $S_r = 0,9$ .

Der Dampftransport bei 10 % Branntkalkzugabe kann Abbildung 8.26 entnommen werden, die zugehörige Sättigungsänderung Abbildung 8.29.

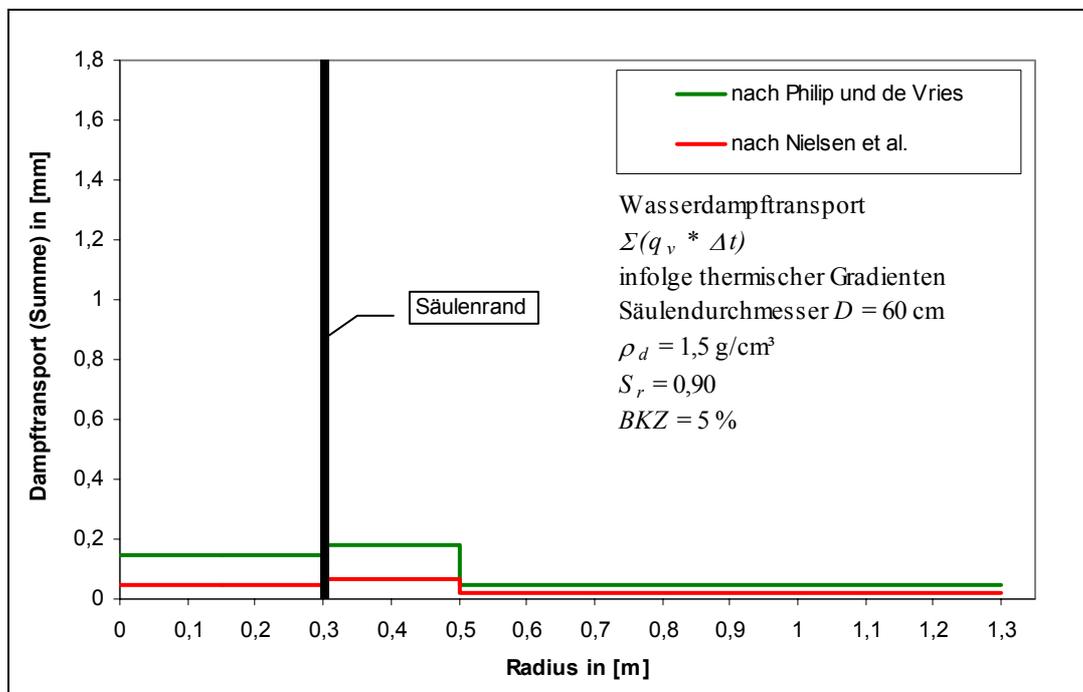


Abb. 8.31 berechneter Wasserdampftransport (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 5 % Branntkalkzugabe

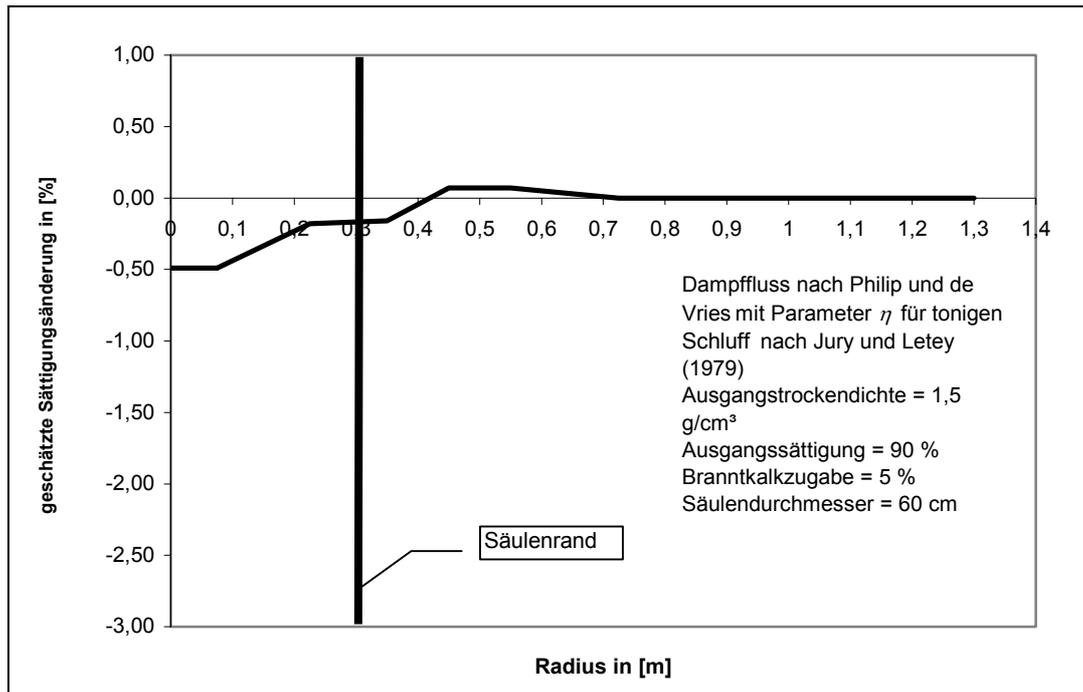


Abb. 8.32 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 5 % Branntkalkzugabe

Die Ergebnisse zeigen, dass die Sättigungsänderung durch den temperaturinduzierten Wasserdampftransport bei Stabilisierungssäulen mit 7,5 % und 5 % Branntkalkzugabe sehr gering ausfällt.

### 8.3.1.3 Berechnung des Wasserdampftransportes und der Sättigungsänderung in Abhängigkeit der Trockendichte des ursprünglichen Bodens

Der Einfluss der Trockendichte  $\rho_d$  auf die Temperaturerhöhung in der Säule und dem angrenzenden Boden und das daraus resultierende Temperaturgefälle ist im Vergleich zur Säulengeometrie und der Bindemittelzugabe gering (siehe Tabelle 7.2).

Die Bedeutung der Trockendichte für den Wasserdampftransport liegt in ihrem Einfluss auf den Luftporengehalt, eine konstante Sättigung vorausgesetzt. Mit abnehmender Trockendichte nimmt der Luftporengehalt bei gleichbleibender Sättigung zu und damit auch der vom Wasserdampf passierbare Querschnitt im Boden. Der Einfluss ist so groß, dass trotz Abnahme des *mechanistic enhancement factor* der Dampffluss bei abnehmender Trockendichte zunimmt.

Da die Sättigung des stabilisierten Bodenbereiches auch von der Trockendichte des ursprünglichen Bodens bestimmt wird (Abbildung 8.4), hat diese einen besonderen Einfluss auf den Dampftransport in der Stabilisierungssäule. Je geringer die Trockendichte des Ausgangsbodens, desto geringer ist die Zunahme der Sättigung und entsprechend höher der Luftporenanteil und damit der Dampffluss.

Die Abbildungen 8.33 und 8.34 zeigen den Dampftransport für Böden mit Ausgangstrockendichten von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$  und  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$ . Der Abbildung 8.26 kann der Dampftransport für eine Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  entnommen werden. Der Säulendurchmesser beträgt in allen Fällen 60 cm, die Zugabemenge an Branntkalk 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens.

Die Berechnungsergebnisse für die Stabilisierungssäulen mit einer Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$  und  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$  können den Abbildungen 8.35 und 8.36 entnommen werden. Die berechnete Sättigungsänderung des Bodens mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  kann der Abbildung 8.29 entnommen werden.

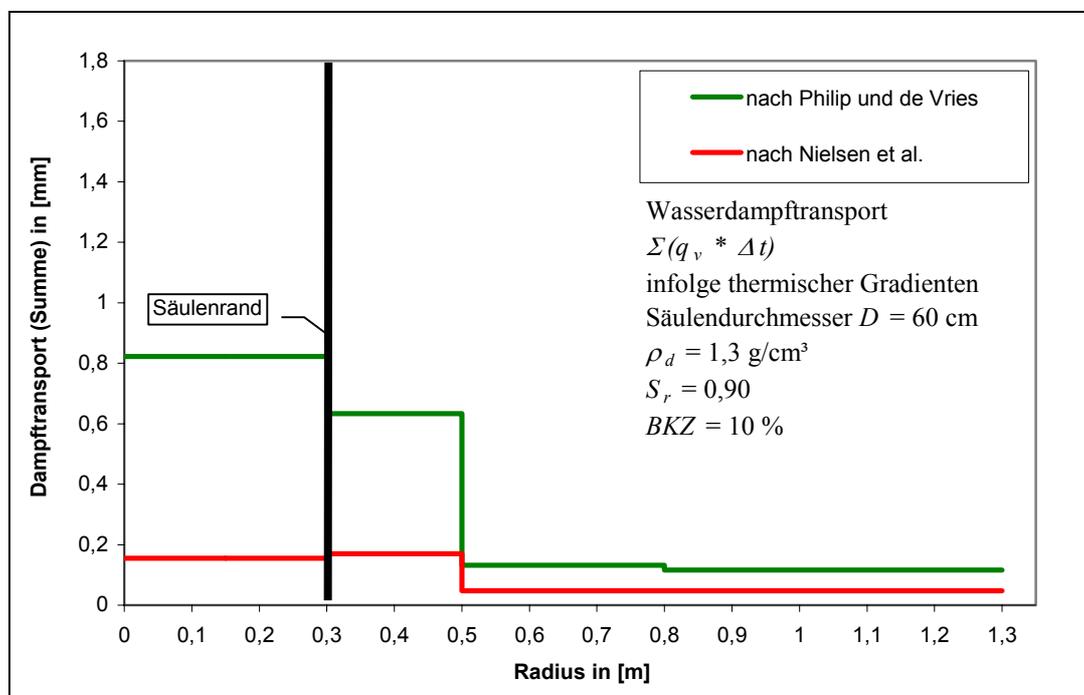


Abb. 8.33 berechneter Wasserdampftransport (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$

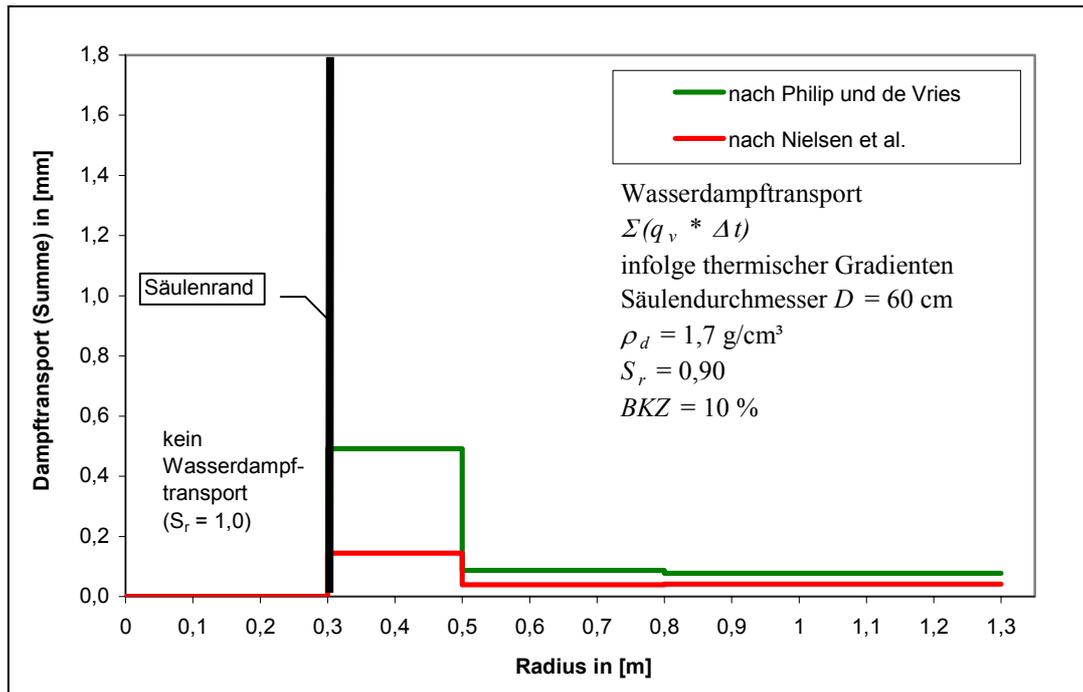


Abb. 8.34 berechneter Wasserdampftransport (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$

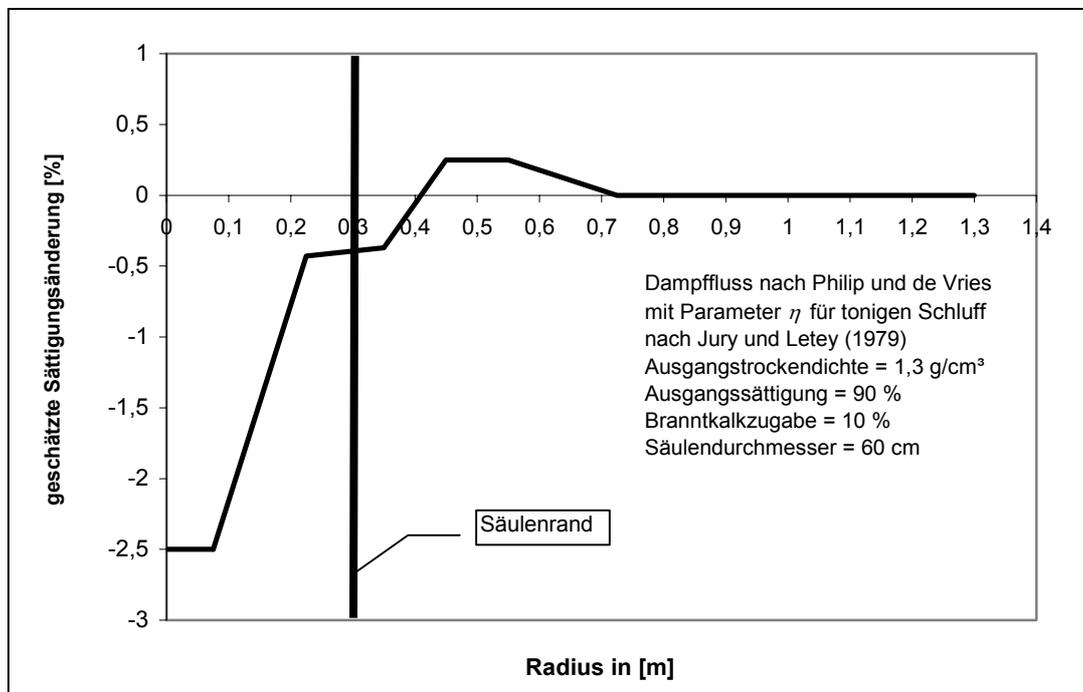


Abb. 8.35 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$

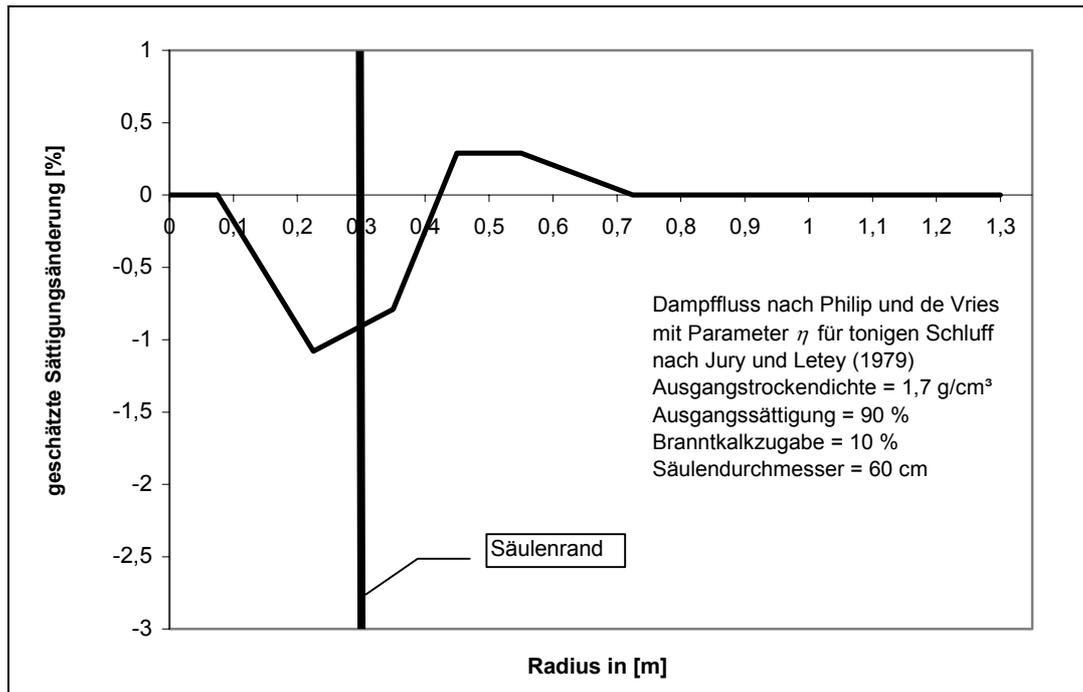


Abb. 8.36 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wasserdampftransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Ausgangstrockendichte von  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$

#### 8.3.1.4 Wertung der Berechnungsergebnisse

Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass der Wassertransport in der dampfförmigen Phase bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Brantkalk-Boden-Säulen nur einen geringen Einfluss auf die Verteilung des Bodenwassers hat.

Ursachen für den geringen Wasserdampftransport sind die hohe Sättigung der zu stabilisierenden Böden, und damit verbunden ein geringer Luftporengehalt, sowie das zeitlich begrenzte Auftreten hoher Temperaturen mit hohen Temperaturgradienten. Der letztgenannte Einfluss ist hierbei von besonderer Bedeutung, da Dampfdichte und Dampfdruck mit der Temperatur annähernd exponentiell ansteigen, und die Diffusionsrate von Wasserdampf ebenfalls nichtlinear mit der Temperatur zunimmt.

Die höchsten Dampfströme (in der Summe) ergaben sich rechnerisch für die Stabilisierungssäule mit 90 cm Durchmesser. Demgegenüber traten die Dampfströme bei den Säulen mit 60 und 30 cm Durchmesser deutlich zurück. Ursache ist die unter Ziffer 7.3.4.4 beschriebene schnellere Auskühlung der Säulen mit geringerem Durchmesser.

Von entscheidender Bedeutung für die auftretenden Wasserdampf Flüsse ist die Bindemittelkonzentration, die die Erwärmung des Bindemittel-Boden-Gemisches bestimmt. Unterhalb einer Bindemittelkonzentration von 7 - 8 % sind die Dampf Flüsse so gering, dass sie auf die Sättigung praktisch kaum Einfluss haben.

Der Einfluss der Trockendichte des unbehandelten Bodens auf den Wasserdampftransport wurde bereits unter Punkt 8.3.1.3 ausführlich dargelegt. Die Ausgangstrockendichte des Bodens beeinflusst vor allem das Maß der Sättigungsänderung im stabilisierten Bodenbereich, die durch den bei der Säulenherstellung auftretenden Stopfeffekt bedingt ist, und damit den Dampf Fluss in der Säule. Außerhalb der Stabilisierungssäule bleibt der Einfluss der Trockendichte innerhalb der untersuchten Spannweite von  $\rho_d = 1,3 \text{ g/cm}^3$  bis  $\rho_d = 1,7 \text{ g/cm}^3$  gering.

Eine deutliche Beeinflussung der Bodensättigung (-2,5 % / + 0,6 %) ließ sich rechnerisch nur für hohe Bindemittelkonzentrationen (10 %) und für Säulen mit einem Durchmesser  $\geq 90 \text{ cm}$  errechnen. Bei geringeren Bindemittelkonzentrationen und geringeren Säulendurchmessern sind die Sättigungsänderungen praktisch kaum noch darzustellen.

Alle Berechnungen indizieren eine Abnahme der Sättigung in der Stabilisierungssäule, insbesondere in deren Randbereich, und eine Zunahme der Sättigung in dem Boden, der die Säule unmittelbar umgibt.

## 8.3.2 Wassertransport in der flüssigen Phase

### 8.3.2.1 Anisothermer Wassertransport

Die Wasserbewegungen in der flüssigen Phase sind vor allem auf die temperaturinduzierte Änderung der Oberflächenspannung des Wassers und die Sättigungsdifferenz zwischen dem stabilisierten Erdkörper und dem umgebenden Boden zurückzuführen.

Nachfolgend wird der temperaturinduzierte Wasserstrom infolge der Oberflächenspannungsänderung des Bodenwassers berechnet. Dazu werden analog zum Wasserdampftransport einige vereinfachende Annahmen getroffen:

Die einzelne freistehende Stabilisierungssäule wird wiederum als radialsymmetrisches Problem abgebildet. Zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums stellen die Isothermen annähernd kreiszylindrische Flächen dar, die die Säule ringförmig umgeben. Bei dieser Betrachtung werden die halbkugelförmigen Isothermen über den Säulenendflächen wieder vernachlässigt, da diese in der Gesamtbilanz bei zunehmender Säulenlänge und abnehmendem Säulendurchmesser eine untergeordnete Rolle spielen. Die unter Punkt 8.3.1 getroffenen Aussagen zu den Einschränkungen des vereinfachten Modells gelten hier analog.

Nach den Ausführungen unter Punkt 8.2.2 werden die Matrixsaugspannungen bei einer Veränderung des Temperaturfeldes unmittelbar durch die veränderte Oberflächenspannung des Wassers beeinflusst. Aufgrund dieses Zusammenhanges bietet es sich an, die Isothermen als Flächen, denen ein Matrixpotential zugeordnet ist, zu betrachten. Unter der Voraussetzung einer homogenen und isotropen Durchlässigkeit fließt das Wasser senkrecht zu den Potentiallinien, also senkrecht zur Säulenachse (siehe Abbildung 8.37) ab.

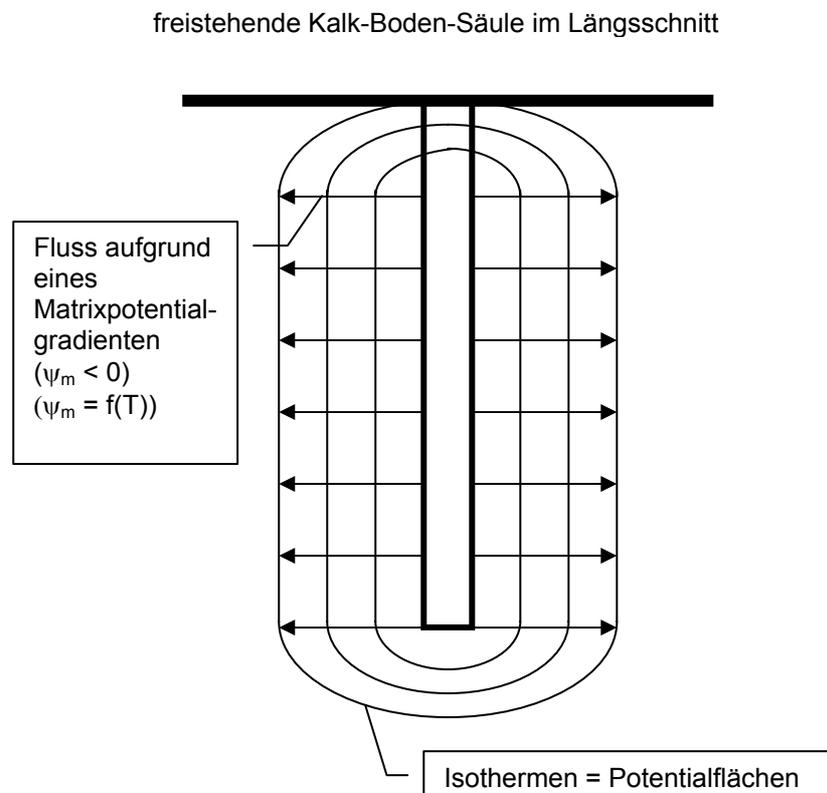


Abb. 8.37 schematisierte Darstellung des Wasserflusses aufgrund eines temperaturabhängigen Matrixpotentialgradienten (Vernachlässigung des vertikalen Flusses an den Säulenenden)

Zur Berechnung des temperaturinduzierten Wasserflusses infolge der sich ändernden Oberflächenspannung des Wassers werden einige weitere idealisierende und vereinfachende Annahmen getroffen. So erfolgt die Berechnung des Wasserflusses in der Säule für eine durch den Einmischprozess beeinflusste Sättigung (Abbildung 8.4), die Berechnung des Flusses im umgebenden Boden hingegen für die Ausgangssättigung. Dabei wird mit einem Sprung in der Sättigung am Säulenrand gerechnet. Eine Übergangszone oder die zeitliche Änderung der Sättigung entsprechend den Ausführungen unter Punkt 8.3.1 (Wasserdampftransport) werden nicht berücksichtigt.

Weitere Einflüsse aus dem Stabilisierungsprozess, die die Wasserleitfähigkeit des stabilisierten Erdkörpers beeinflussen, z. B. strukturverändernde Prozesse, werden ebenso nicht berücksichtigt, da sie einerseits schwer zu verallgemeinern sind, andererseits für die hier angestrebten Aussagen zum thermisch bedingten Wassertransport in der flüssigen Phase nicht von Interesse sind.

Die Berechnungen erfolgen repräsentativ für einen schwach tonigen bis tonigen Schluffboden mit einer Trockendichte von  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  und einer Sättigungszahl von  $S_r = 0,9$  im Ausgangszustand. Die Tabelle (4.3) enthält die für die Berechnung erforderlichen Bodenparameter, wobei  $k(\theta)$  und  $\Psi_m$  nach van Genuchten und Woesten (1988) berechnet wurden (Abbildungen 4.12 und 4.45):

Tabelle 4.3 Eingangparameter für die Berechnung des temperaturinduzierten Wassertransportes

	$S_r$	$k(\theta)$ in [cm/s]	$\Psi_m$ in [hPa]
Stabilisierungssäule	0,98	$k(\theta) \approx k_r = 3 \times 10^{-6}$	-10
umgebender Boden	0,90	$k(\theta) = 3 \times 10^{-7}$	-30

Die Abbildung 8.38 zeigt die Summenkurven der aus den unter Punkt 8.2.2 dargestellten hydraulischen Gradienten (Abbildung 8.3) resultierenden, nach Gleichung (5.18) berechneten Wasserflüsse innerhalb und außerhalb der Stabilisierungssäule.

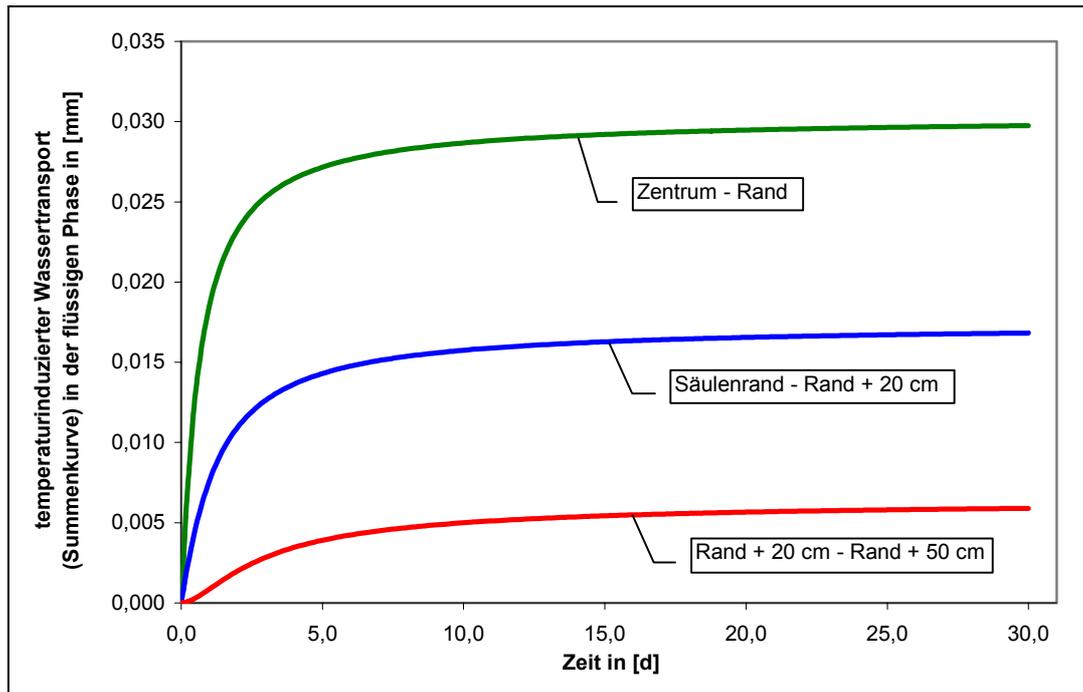


Abb. 8.38 temperaturinduzierte Wasserflüsse (Summenkurve) bei einer Säule mit 60 cm Durchmesser und einem radialsymmetrischen Abstrom

Nachfolgend wird der berechnete, aus den Differenzen der temperaturabhängigen Oberflächenspannung des Bodenwassers resultierende Wasserfluss für verschiedene Säulendurchmesser und Bindemittelkonzentrationen dargestellt. Betrachtet werden hierbei die jeweiligen Summen über den Auskühlungszeitraum, entsprechend Abbildung 8.38.

In der Literatur (z. B. Nielsen et al. 1972, Vielhaber 1995) werden auch andere Ansätze zur Erfassung des temperaturinduzierten Wassertransportes in der flüssigen Phase aufgeführt, die hier nicht verfolgt werden, da diese in der Regel experimentell zu bestimmende bodenspezifische Parameter benötigen und somit schwer verallgemeinert werden können.

#### 8.3.2.1.1 Temperaturinduzierter Wassertransport in der flüssigen Phase in Abhängigkeit des Durchmessers der Stabilisierungssäulen

Die Abbildungen 8.39 bis 4.41 zeigen die berechneten Wasserflüsse in Abhängigkeit des Säulendurchmessers. Die Branntkalkzugabe beträgt in allen Fällen 10 Gew.-%, die Trockendichte des unbehandelten Bodens 1,5 g/cm<sup>3</sup> und die Ausgangssättigung 90 %.

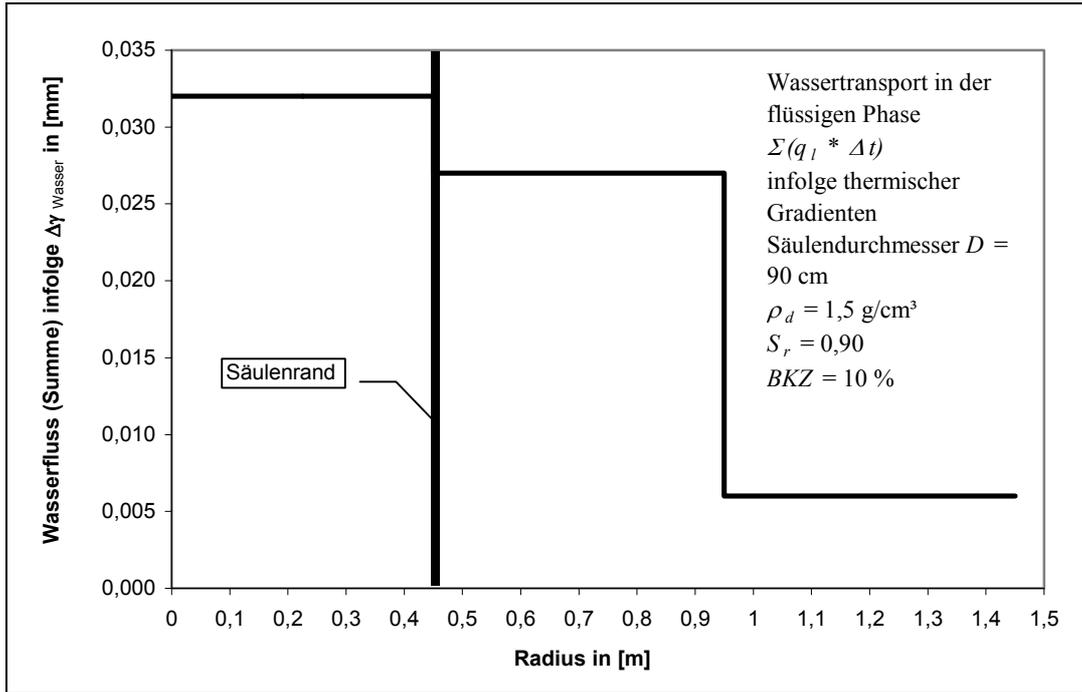


Abb. 8.39 berechneter Wasserfluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 90 cm Durchmesser

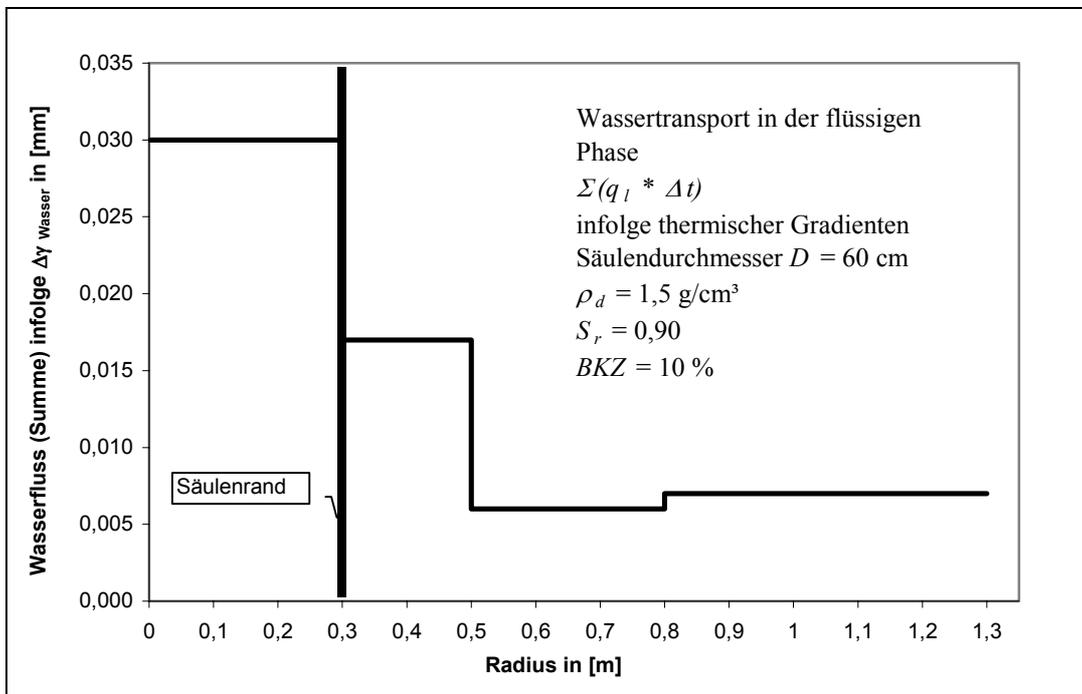


Abb. 8.40 berechneter Wasserfluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

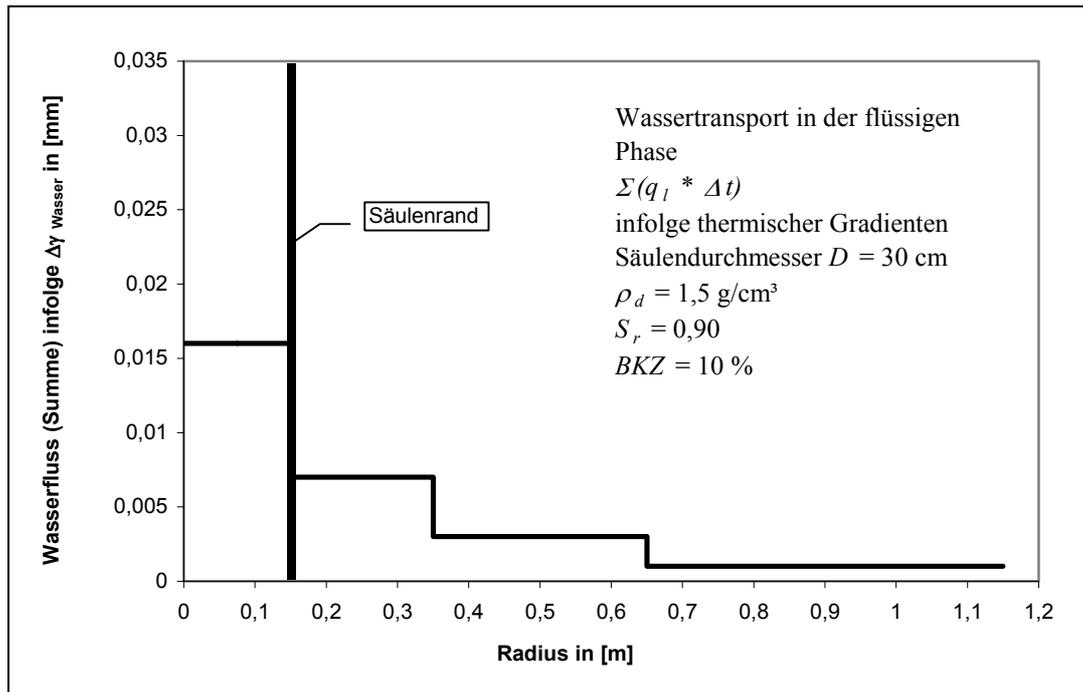


Abb. 8.41 berechneter Wasserfluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 30 cm Durchmesser

Alle Berechnungen ergaben einen stärkeren Wasserfluss innerhalb des stabilisierten Erdkörpers. Dieser ist auf höhere Sättigung in der Säule und der damit verbundenen höheren Wasserleitfähigkeit zurückzuführen. Bei der Säule mit 90 cm Durchmesser wird die höhere Wasserleitfähigkeit in der Säule durch das deutlich stärkere Temperaturgefälle im Umfeld der Säule kompensiert, so dass sich der gesamte Wasserfluss innerhalb eines Radius von einem Meter annähernd konstant verhält.

Generell sind die Mengen transportierten Wassers so gering, dass sie baupraktisch keine Relevanz haben.

### 8.3.2.1.2 Temperaturinduzierter Wassertransport in der flüssigen Phase in Abhängigkeit der Zugabemenge an Bindemittel (Brantkalk)

Der Einfluss der Zugabemenge an Brantkalk, die Konzentration des Bindemittels in der Stabilisierungssäule, auf die temperaturinduzierten Wasserflüsse wird nachfolgend anhand von Beispielberechnungen aufgezeigt und kann den Abbildungen 8.40 und 8.42 entnommen werden. Untersucht wurden Brantkalkkonzentrationen von 5 % und 10 % (siehe Abbildung

8.40). Grundlage der Betrachtung ist eine Säule mit 60 cm Durchmesser. Die Trockendichte des die Säule umgebenden Bodens soll  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  betragen, die Sättigungszahl  $S_r = 0,9$ .

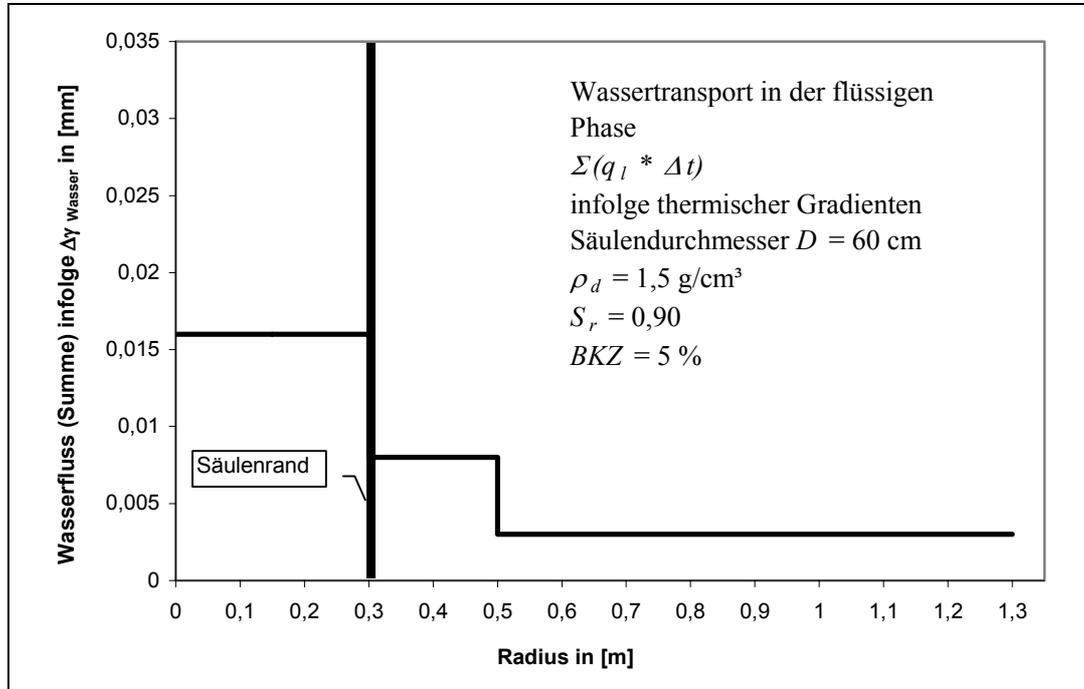


Abb. 8.42 berechneter Wasserfluss (Summe) in [mm] innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 5 % Branntkalkzugabe

Analog zu den Temperaturfeldberechnungen verhalten sich auch die temperaturinduzierten Wasserflüsse hinsichtlich ihres Betrages proportional zur eingebrachten Menge an Branntkalk. Die halbierte Menge an eingebrachtem Bindemittel führt in etwa zu einer Halbierung der Wasserflüsse. Ursachen sind die linearen Verknüpfungen zwischen freigesetzter Reaktionswärme und Temperaturfeldänderung einerseits und zwischen Wassererwärmung und Veränderlichkeit der Oberflächenspannung des Wassers andererseits.

### 8.3.2.1.3 Wertung der Berechnungsergebnisse

Die Berechnungsergebnisse zeigen, dass temperaturinduzierte Wasserflüsse, die auf der Änderung der Oberflächenspannung des Wassers beruhen, ein Bestandteil der Wassertransportvorgänge im Boden bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung sind. Ihr Einfluss auf die Sättigungsänderung des Bodens liegt in einem praktisch nicht mehr oder kaum noch messbaren Bereich. Im Umfeld der Säule beträgt der berechnete temperaturinduzierte Wassertransport in

der flüssigen Phase  $\leq 1/8$  des dampfförmigen Wassertransportes. Im Bereich der Stabilisierungssäule beträgt der Anteil des flüssigen Wassertransportes  $\approx 1/6$  des Transportes in der Dampfphase. Letzteres erklärt sich durch die gegenüber dem Umfeld höhere Sättigung in der Säule und dadurch erhöhte Wasserleitfähigkeit des stabilisierten Bodens. Auf den Wasserdampftransport wirkt sich die höhere Wassersättigung des Bodens jedoch abmindernd aus.

Wie gering der Einfluss des temperaturinduzierten Wassertransportes in der flüssigen Phase auf die Gesamtbilanz ist, wird durch die nachstehende Abbildung 8.43 nochmals verdeutlicht. Die Abbildung zeigt die nach den Ausführungen unter Punkt 8.3.2.1.2 berechnete Sättigungsänderung des Bodens in der Stabilisierungssäule und ihrem Umfeld.

Die Berechnungsergebnisse zeigen einerseits, dass der Einfluss der temperaturinduzierten Wasserbewegungen praktisch vernachlässigt werden kann, indizieren andererseits aber auch einen Abstrom des Porenwassers aus der Stabilisierungssäule in den Randbereich der Säule, wie es bereits bei den dampfförmigen Wassertransportvorgängen der Fall war.

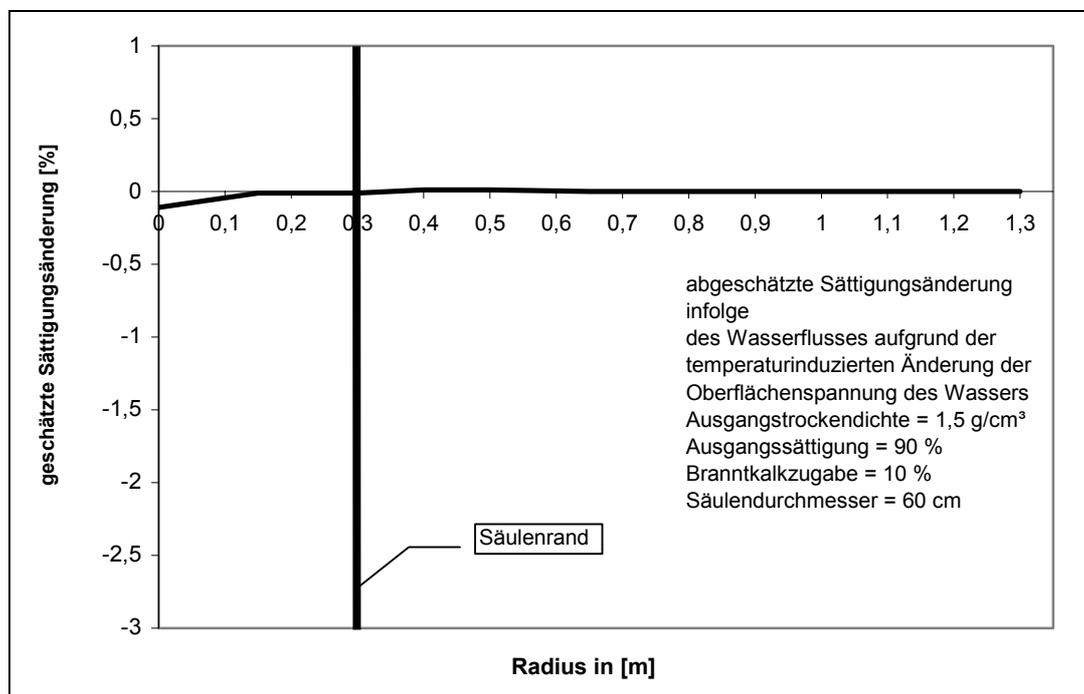


Abb. 8.43 berechnete Sättigungsänderung in [%] infolge des temperaturinduzierten Wassertransportes in der flüssigen Phase innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 60 cm Durchmesser

### 8.3.2.2 Isothermer Wassertransport in der flüssigen Phase

#### 8.3.2.2.1 Isothermer Wassertransport aufgrund hydraulischer Gradienten

Entsprechend den Ausführungen der Ziffer 8.2.2 lässt sich jedem Sättigungszustand eines Bodens ein Matrixpotential  $\psi_m$  zuordnen. Ein abnehmendes Matrixpotential geht mit zunehmenden Saugspannungen einher und umgekehrt. Nach Gleichung (5.8) führt eine Änderung des Matrixpotentials zu einer Änderung des Gesamtpotentials des im Boden enthaltenen Wassers, welches somit vom Sättigungsgrad des Bodens mitbestimmt wird.

Gemäß den Darlegungen unter Punkt 7.1.1 und 8.2.2 (Abbildung 8.4) führt die Herstellung der Bindemittel-Boden-Säulen zu einer lokalen Änderung des Sättigungsgrades und damit zum Entstehen eines hydraulischen Gradienten zwischen dem stabilisierten Erdkörper und dem umgebenden Boden. Die Sättigungsdifferenz bleibt trotz der untersuchten temperaturinduzierten Wassertransporte erhalten, deren Einfluss bei Säulen mit einem Durchmesser  $\leq 60$  cm und einer Bindemittelzugabe  $\leq 10$  % vernachlässigbar gering bleibt. Der Betrag der Sättigungsänderung hängt von der Zugabemenge an Bindemittel sowie der Trockendichte und Sättigung des ursprünglichen Bodens ab (Abbildung 7.7).

Der auf der Sättigungsdifferenz basierende hydraulische Gradient muss langfristig zu einem Abstrom von Porenwasser aus der Stabilisierungssäule in den umliegenden Boden führen.

Die Abbildung 8.44 zeigt eine quantitative Abschätzung der Sättigungsänderung aufgrund des mit der Zeit abnehmenden hydraulischen Gradienten für eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser und einer Bindemittelzugabe von 10 %.

Grundlage bildet die sukzessive Berechnung des von der Sättigung abhängigen Matrixpotentials im Zentrum, am Rand und im näheren Umfeld der Säule nach van Genuchten (Gl. 8.4), sowie der ebenfalls vom Sättigungsgrad abhängigen, nach van Genuchten (Gl. 5.21) berechneten Wasserleitfähigkeit für den in Abbildung 8.6 und 5.10 dargestellten repräsentativen, schwach tonigen Schluffboden. Die Matrixpotentialdifferenzen rufen einen Wassertransport hervor, der wiederum zu einer Sättigungs- und damit Matrixpotentialänderung sowie einer geänderten Wasserleitfähigkeit führt. Als Startwert der Berechnung, zum Zeitpunkt  $t_{i=0}$  wird

die unmittelbar nach dem Einmischvorgang (siehe Punkt 7.1.1) ermittelte Sättigungsverteilung angenommen. Infolge des Matrixpotentialgradienten zwischen Säulenrand und dem Umfeld kommt es zu einem Abstrom von Porenwasser in den die Säule umgebenden Boden. Hinsichtlich des radialen Abflusses des Porenwassers gelten die gleichen Vereinfachungen und Einschränkungen wie für den anisothermen Wasserdampf- und Wasserfluss (siehe 8.3.1). Der Betrachtung wird das gleiche Modell zugrunde gelegt. Der Abstrom des Porenwassers bedingt zum Zeitpunkt  $t_{i+1}$  geänderte Sättigungsgrade am Säulenrand und im nächsten Umfeld der Säule, die wiederum eine Änderung des Matrixpotentials und der hydraulischen Leitfähigkeit bewirken. Als Folge entsteht ein hydraulisches Gefälle zwischen dem Säulenzentrum und dem Säulenrand, dem Säulenrand und dem näheren Umfeld der Säule usw. Die Genauigkeit der Berechnungsergebnisse hängt von den gewählten Zeitschritten ab, deren Abstand sich wiederum aus den ermittelbaren Potentialdifferenzen ergibt.

Die hier aufgeführte Betrachtung ist insofern idealisierend, da die zugrunde gelegten Funktionen des Matrixpotentials und der Wasserleitfähigkeit des teilgesättigten Bodens nach van Genuchten (1988) bodenspezifisch sind und der ursprüngliche Boden nur im Umfeld der Stabilisierungssäule ansteht. Für den durch den Stabilisierungsprozess in seiner Struktur und Zusammensetzung veränderten Boden in der Säule gelten die bodenspezifischen Funktionsparameter nicht mehr. Hier sind separate Untersuchungen zum Wasserrückhaltevermögen und zur Wasserdurchlässigkeit des stabilisierten Bodens im jeweiligen Anwendungsfall erforderlich. Die hier getroffenen Aussagen können daher nur eine qualitative Entwicklung aufzeigen und diese betragsmäßig abschätzen.

Aus der Abbildung (8.44) wird ersichtlich, dass die sättigungsbedingten Matrixpotentialgradienten auf lange Sicht zu einer Vergleichmäßigung der Sättigung in der Säule und deren Umfeld führen müssen. Der Sättigungsgrad im Umfeld der Säule nimmt geringfügig zu (+1 %), der Sättigungsgrad in der Säule hingegen kontinuierlich ab (-7 %). Deutlich wird auch die zunächst rasche Abnahme der Sättigung am Säulenrand. Hier liegt unmittelbar nach dem Einmischen des Bindemittels die größte anzunehmende Sättigungsdifferenz und damit der größte hydraulische Gradient vor. Ersichtlich wird auch, dass im Zeitraum der maßgebenden thermischen Gradienten im Boden (0 – 2 Tage) die Sättigung nicht mehr als  $\pm 2$  % von der Ausgangssättigung abweicht. Dies rechtfertigt die Zugrundelegung der unter Punkt 7.1.1 ermittelten Anfangssättigung bei den vorangegangenen Berechnungen.

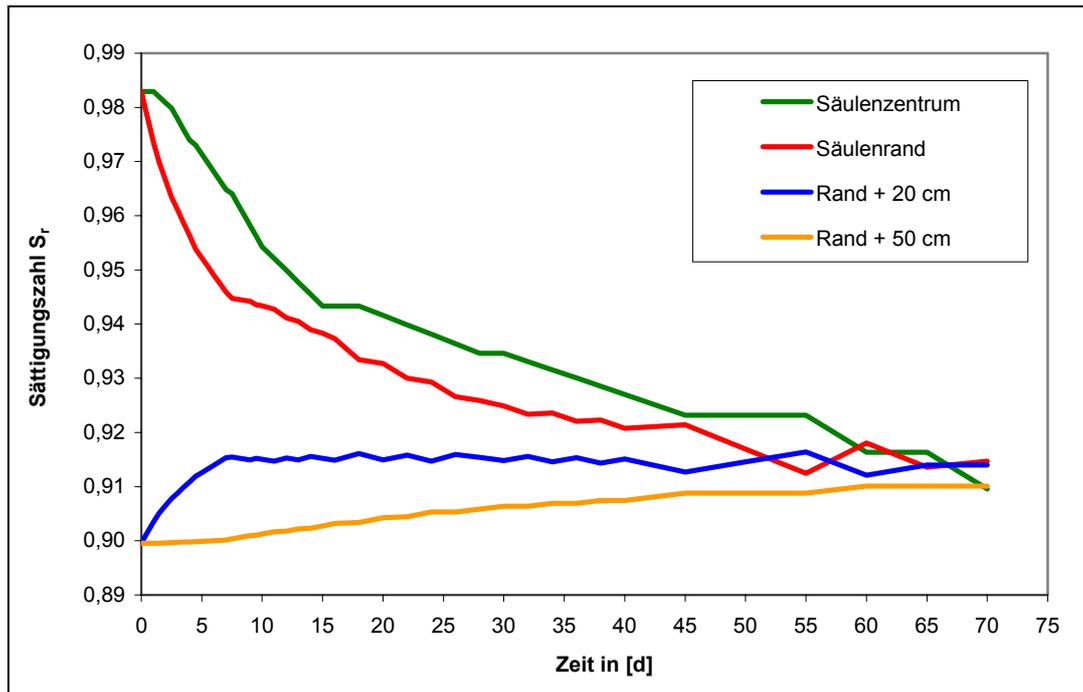


Abb. 8.44 Sättigungsänderung infolge des durch Sättigungsdifferenzen hervorgerufenen radialsymmetrischen Wassertransportes innerhalb der Stabilisierungssäule und im umgebenden Boden für eine Säule mit 60 cm Durchmesser ( $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$ ,  $S_r = 0,90$ , Branntkalkzugabe = 10 Gew.-%)

#### 8.3.2.2.2 Isothermer Wassertransport aufgrund osmotischer Gradienten

Durch die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk wird die Konzentration der im Porenwasser gelösten Substanzen lokal verändert. Dies wurde unter Punkt 8.2.5 ausführlich dargelegt. Dabei bleibt die Ausbreitung der gelösten Substanzen trotz der unverändert hohen Konzentration in der Säule begrenzt. Die Begründung hierfür liegt darin, dass die Bodenmatrix, insbesondere bei feinkörnigen Böden, den Transport gelöster Moleküle und Ionen im Vergleich zu den Wassermolekülen deutlich behindert und einschränkt und deshalb bis zu einem gewissen Grad als semipermeable Membran betrachtet werden kann (Hillel 1980).

Der im Boden entstehende osmotische Potentialgradient führt zu einem Wasserstrom vergleichbar mit dem infolge eines hydraulischen Gradienten oder in Analogie zum ersten Fick'schen Gesetz. Der Wasserfluss kann nach Hillel (1980) und Nielsen et al. (1972) wie folgt formuliert werden (Gl. 8.15):

$$q = -k(\theta) \cdot \frac{1}{\rho \cdot g} \cdot \frac{d\Pi}{dx} \quad (8.15)$$

wobei:  $k(\theta)$  = Wasserleitfähigkeit des teilgesättigten Bodens in [m/s]

$$\frac{d\Pi}{dx} = \text{osmotischer Potentialgradient in [Pa/m] oder } \left[ \frac{\text{kg}}{\text{s}^2 \cdot \text{m}^2} \right]$$

$\rho$  = Dichte der Lösung in [kg/m<sup>3</sup>]

$g$  = Erdbeschleunigung in [m/s<sup>2</sup>]

Entsprechend der unter Punkt 8.2.5 zitierten Quellen beträgt die in dem umliegenden Boden beobachtete Ausbreitung der  $\text{Ca}^{2+}$ -Ionen nur wenige, maximal 5 cm. Nimmt man für diesen Eintragsbereich eine vom Säulenrand linear abnehmende Konzentration der  $\text{Ca}^{2+}$ -Ionen an und überträgt diese Betrachtung auch auf die gelösten  $\text{OH}^-$ -Ionen, ergibt sich die unter Abbildung (8.45) aufgezeigte Erhöhung des osmotischen Potentials ab dem Säulenzentrum für eine mittlere Bodentemperatur von 10 °C. Tatsächlich wird die Potentialdifferenz geringer ausfallen, da bei den vorgenannten Ausführungen eine ideale Löslichkeit des Calciumhydroxides vorausgesetzt wurde, die im Boden aufgrund der Vielzahl der Einflussfaktoren unwahrscheinlich ist.

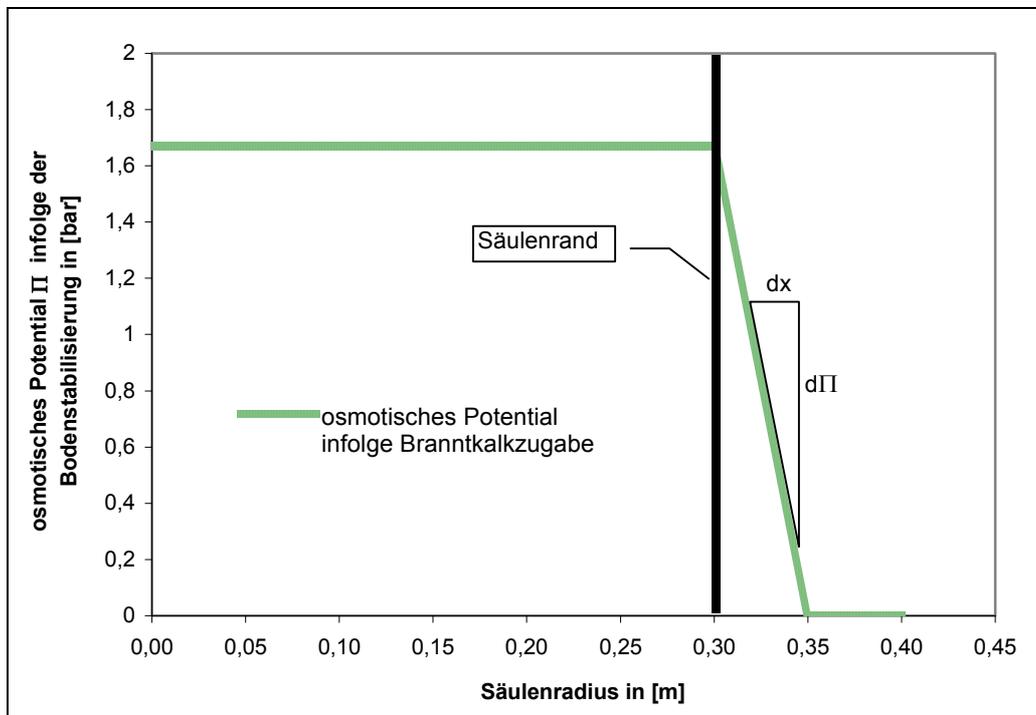


Abb. 8.45 theoretischer Verlauf des osmotischen Potentials infolge der tiefgründigen Bodenstabilisierung bei linear abnehmender Verteilung der aus dem Säulenkörper ausgehenden  $\text{Ca}^{2+}$ - und  $\text{OH}^-$ -Ionen bei  $T = 10\text{ °C}$

Der in der Abbildung (8.45) dargestellte lineare osmotische Potentialgradient  $d\Pi/dx$  stellt eine Vereinfachung dar, der in der Realität aufgrund der radialen Ausbreitung der gelösten Substanzen nur für infinitesimal kleine Abstände  $\Delta r$  zutreffen würde. Hier gilt die unter Punkt 8.3.1 dargestellte, zum Dampffluss analoge, vereinfachte Betrachtungsweise.

Die tatsächliche Größe des osmotisch induzierten Flusses wird durch das Rückhaltevermögen der Bodenmatrix gegenüber gelösten Substanzen, dem Potenzialgefälle und dem Sättigungsgrad des Bodens bestimmt. Diese Einflüsse können mit Hilfe des bodenabhängigen *osmotic efficiency factor*  $F_0$  (Gl. 8.16) erfasst werden, wobei ein Wert von „1“ einem vollständigen Rückhaltevermögen der gelösten Substanzen entspricht und ein Wert von „0“ einer vollständigen Durchlässigkeit. Ausführliche Darstellungen hierzu finden sich in Hillel (1980), Nielsen et al. (1972) und Letey (1968).

$$q = -k(\theta) \cdot \frac{F_0}{\rho \cdot g} \cdot \frac{d\Pi}{dx} \quad (8.16)$$

Bei stark gesättigten Böden treten osmotisch induzierte Wasserflüsse jedoch stark in den Hintergrund. Nielsen (1972) führt Experimente von Kemper und Rollins (1966) an, bei denen der *osmotic efficiency factor*  $F_0$  an Bentonit-Proben in Abhängigkeit ihres volumetrischen Wassergehaltes  $\theta$  und des osmotischen Potentialgradienten ermittelt wurden. Dabei wurden die Proben mit Calcium- und Natriumsalzen gesättigt. Die experimentell ermittelten Werte für  $F_0$  variieren für die mit Calcium-Salzen gesättigten Proben von  $\approx 0,7$  (geringe Sättigung und hohes Konzentrationsgefälle) bis  $\approx 0,01$  (starke Sättigung und geringes Konzentrationsgefälle). Diese Angaben werden von Letey (1968) bestätigt, der für Böden an der Sättigungsgrenze einen Effizienzkoeffizienten von annähernd Null angibt.

Selbst bei einem sehr geringen Wert des *osmotic efficiency factor*  $F_0$  ist von einem osmotisch induzierten Wasserfluss im unmittelbaren Randbereich der Stabilisierungssäule auszugehen. Dieser, zur Säule gerichtete Wasserfluss, hält so lange an, bis der Boden im Bereich des Potentialgefälles so stark aufgesättigt ist, dass der Faktor  $F_0$  gegen Null tendiert.

Die hier getroffenen Aussagen stellen eine qualitative Beurteilung des osmotischen Flusses dar. Die zuvor untersuchten thermischen Prozesse wurden bei der Betrachtung der Löslichkeit

des Calciumhydroxides und damit der Höhe des osmotischen Druckes berücksichtigt. Ihr Einfluss ist jedoch nur kurzzeitig gegeben und führt zu einer befristeten Herabsetzung des in der Säule herrschenden osmotischen Drucks (siehe Punkt 8.2.5).

Inwieweit sich die erhöhte Konzentration gelöster Substanzen im Porenwasser im Fall der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen auf die Bodeneigenschaften auswirkt, ist noch zu untersuchen. Es ist bekannt, dass die Art und die Konzentrationen der im Porenwasser gelösten Substanzen die elektrische Leitfähigkeit, die Scherfestigkeit und das Kompressionsverhalten von feinkörnigen Böden beeinflussen. Untersuchungen hierzu wurden beispielsweise von Zou (1998) durchgeführt.

## **9 Einfluss der veränderten Sättigungsverteilung und des konvektiven Wärmetransportes auf die Temperaturentbreitung**

### 9.1 Modell

Im Kapitel 7 dieser Arbeit wurde die zeitabhängige Erwärmung der Stabilisierungssäulen und des sie umgebenden Bodens in Abhängigkeit verschiedener Einflussfaktoren berechnet und dargestellt. Der den Berechnungen zugrunde gelegte Wärmeübertragungsmechanismus beschränkte sich hierbei auf die Wärmeleitung. Dies ist, wie bereits unter Punkt 6.2 dargelegt, eine idealisierende Annahme, da das sich einstellende thermische Gefälle eine Umverteilung des im Boden enthaltenen Wassers auslöst, welche wiederum zu einem konvektiven Wärmetransport und zu einer Änderung der thermischen Bodenkennwerte führt.

Die zu erwartenden Bodenwasserbewegungen wurden im vorangegangenen Kapitel 8 untersucht und gewertet.

Diese vereinfachte Herangehensweise wurde unter anderem damit begründet, dass die tiefgründige Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen nur in stark gesättigten tonigen und schluffigen Böden ihre Anwendung findet, bei denen konvektive Wärmetransporte eine untergeordnete Rolle spielen, und dass die zu erwartende Sättigungsänderung einen geringen Einfluss auf die thermischen Bodenkennwerte der untersuchten feinkörnigen Böden hat. Der letzte Sachverhalt ergibt sich aus den Ausführungen des Abschnittes 4.2.

Nachfolgend wird der Einfluss der zeitabhängigen Sättigungsänderungen in der Stabilisierungssäule und dem umgebenden Boden auf die Berechnung der Temperaturverteilung überprüft. Zu Grunde gelegt wird die durch die temperaturinduzierten Wasser- und Wasserdampf-flüsse veränderte Sättigungsverteilung nach 1, 3 und 5 Tagen. Nach 5 Tagen sind die thermisch bedingten Umverteilungsprozesse weitestgehend abgeschlossen. Ebenso berücksichtigt wird der unter Punkt 8.3.2.1.1 dargelegte isotherme Abstrom von Porenwasser aus der Stabilisierungssäule, der auf der Sättigungsdifferenz zwischen der Säule und ihrem Umfeld beruht. In den Tabellen 9.1 bis 9.3 sind die ermittelten Sättigungsänderungen und die daraus abgeleiteten, geänderten thermischen Bodenkennwerte für eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser und einer Bindemittelzugabe von 10 % aufgeführt. Für den unbehandelten Boden gelten die Referenzwerte  $\rho_d = 1,5 \text{ g/cm}^3$  und  $S_r = 0,90$ .

Tab. 9.1 geänderte Sättigungsverteilung für eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser nach 1 Tag und abgeleitete thermische Bodenkennwerte

	Ausgangs-sättigung	anisotherme Sättigungs-änderung	isotherme Sättigungs-änderung	Wärmeleit-fähigkeit	spezifische Wärme-kapazität	Dichte
	[%]	[%]	[%]	W/(m · K)	J/(kg · K)	kg/m <sup>3</sup>
Säulenzentrum	98	-0,8	-	1,53	1393	2044
Säulenrand	98	-0,5	-1	1,53	1383	2036
Rand + 20 cm	90	0,2	-	1,26	1465	1895
Rand + 50 cm	90	-	-	1,26	1460	1894
Rand + 100 cm	90	-	-	1,26	1460	1894

Tab. 9.2 geänderte Sättigungsverteilung für eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser nach 3 Tagen und abgeleitete thermische Bodenkennwerte

	Ausgangs-sättigung	anisotherme Sättigungs-änderung	isotherme Sättigungs-änderung	Wärmeleit-fähigkeit	spezifische Wärme-kapazität	Dichte
	[%]	[%]	[%]	W/(m · K)	J/(kg · K)	kg/m <sup>3</sup>
Säulenzentrum	98	-0,8	-	1,53	1393	2044
Säulenrand	98	-0,7	-2	1,52	1377	2032
Rand + 20 cm	90	0,3	1	1,26	1470	1900
Rand + 50 cm	90	0,3	-	1,26	1465	1896
Rand + 100 cm	90	-	-	1,26	1460	1894

Tab. 9.3 geänderte Sättigungsverteilung für eine Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser nach 5 Tagen und abgeleitete thermische Bodenkennwerte

	Ausgangs- sättigung	anisotherme Sättigungs- änderung	isotherme Sättigungs- änderung	Wärmeleit- fähigkeit	spezifische Wärme- kapazität	Dichte
	[%]	[%]	[%]	W/(m · K)	J/(kg · K)	kg/m <sup>3</sup>
Säulenzentrum	98	-0,8	-1	1,52	1381	2035
Säulenrand	98	-0,7	-3	1,52	1372	2030
Rand + 20 cm	90	0,3	1	1,26	1470	1900
Rand + 50 cm	90	0,3	-	1,26	1465	1896
Rand + 100 cm	90	-	-	1,26	1460	1894

Das numerische Modell wird nach der angegebenen Sättigungsverteilung modifiziert und in Bereiche mit entsprechend angepassten thermischen Bodenkennwerten unterteilt (siehe Abbildung 9.1). Grundlage der Betrachtung bildet wiederum eine Säule von 60 cm Durchmesser mit den oben aufgeführten Referenzwerten für den unbehandelten Boden.

Anschließend wird die Temperaturverteilung in der Säule und den angrenzenden Boden über einen Zeitraum von 30 Tagen jeweils mit den thermischen Bodenkennwerten für die geänderte Sättigungsverteilung nach 1, 3 und 5 Tagen neu berechnet. Auf diese Weise wird der Einfluss der jeweiligen Sättigungsverteilung generell verdeutlicht.

Zur Berücksichtigung der veränderlichen Sättigungsverteilung während des Abkühlungsprozesses werden die thermischen Bodenkennwerte während des Berechnungsvorganges schrittweise angepasst. Dazu wird die Berechnung mit der unmittelbar nach der Säulenherstellung zugrunde gelegten Anfangsverteilung gestartet. Nach einem Berechnungszeitraum von einem Tag wird die Berechnung unterbrochen und die thermischen Bodenkennwerte werden entsprechend der in Kapitel 8 ermittelten Sättigungsverteilung angepasst. Anschließend werden die in dem letzten Zeitschritt an den Knotenpunkten ermittelten Temperaturen in das modifizierte Modell eingelesen und die Berechnung fortgesetzt. Auf diese Weise wird die Änderung der thermischen Bodenkennwerte nach 1, 3 und 5 Tagen berücksichtigt.

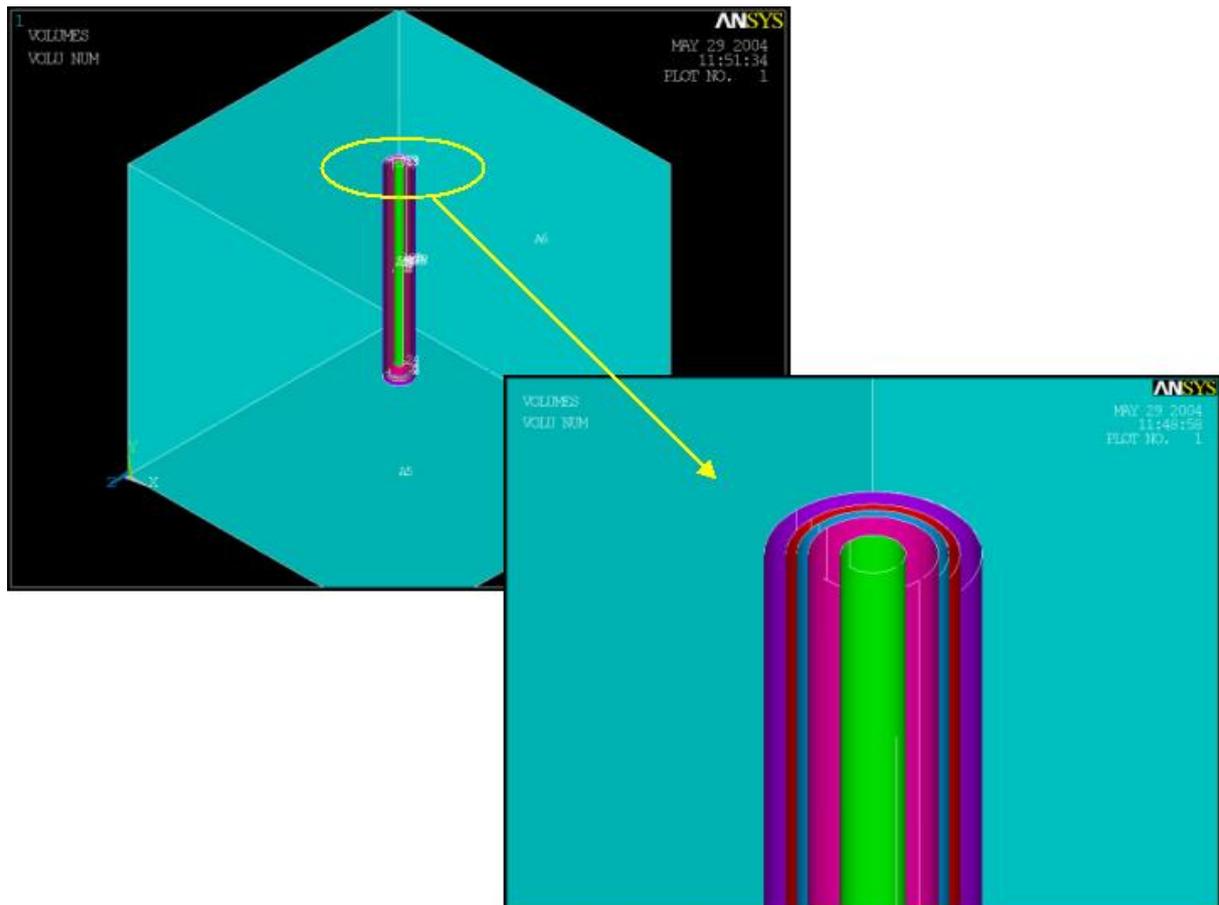


Abb. 9.1 an die Sättigung angepasstes und in Bereiche unterschiedlicher thermischer Bodenkennwerte unterteiltes Baugrundmodell

## 9.2 Ergebnisse der Vergleichsberechnungen

Die Ergebnisse zum Einfluss der veränderten Sättigung in der Säule und ihrem Umfeld auf den kompletten Berechnungsgang können den nachfolgenden Abbildungen 9.2 und 9.3 entnommen werden. Aus den Temperaturverläufen im Säulenzentrum und am Säulenrand wird ersichtlich, dass der Einfluss marginal bleibt.

Lediglich im Bereich des Temperaturmaximums ist am Säulenrand mit abnehmender Sättigung ein Anstieg der Spitztemperatur zu verzeichnen. Dies ist für die Berechnungsergebnisse jedoch nicht relevant, da zum Zeitpunkt des Temperaturmaximums noch keine nennenswerten Sättigungsänderungen zu erwarten sind.

Die Abbildung 9.4 stellt den ohne Berücksichtigung einer Sättigungsänderung berechneten Temperaturverlauf im Zentrum der Säule dem Ergebnis der Berechnung mit sukzessive angepassten thermischen Bodenkennwerten gegenüber. Die Ergebnisse verdeutlichen, dass der Einfluss der sukzessiven Sättigungsänderung und der daraus resultierenden geänderten thermischen Bodeneigenschaften in dem Zeitraum, in dem die größten thermischen Gradienten auftreten, gering bleibt.

Der Auswirkungen der schrittweise geänderten thermischen Bodenkennwerte werden jedoch durch Sprünge im Temperaturverlauf und durch eine schnellere Abkühlung des stabilisierten Erdkörpers, bedingt durch die Abnahme der Wärmekapazität und Zunahme der Temperaturleitfähigkeit in der Säule, deutlich.

Die den Wasserdampf- und Wassertransport auslösenden thermischen Gradienten bleiben im relevanten Zeitraum weitgehend unverändert (Abbildung 9.5).

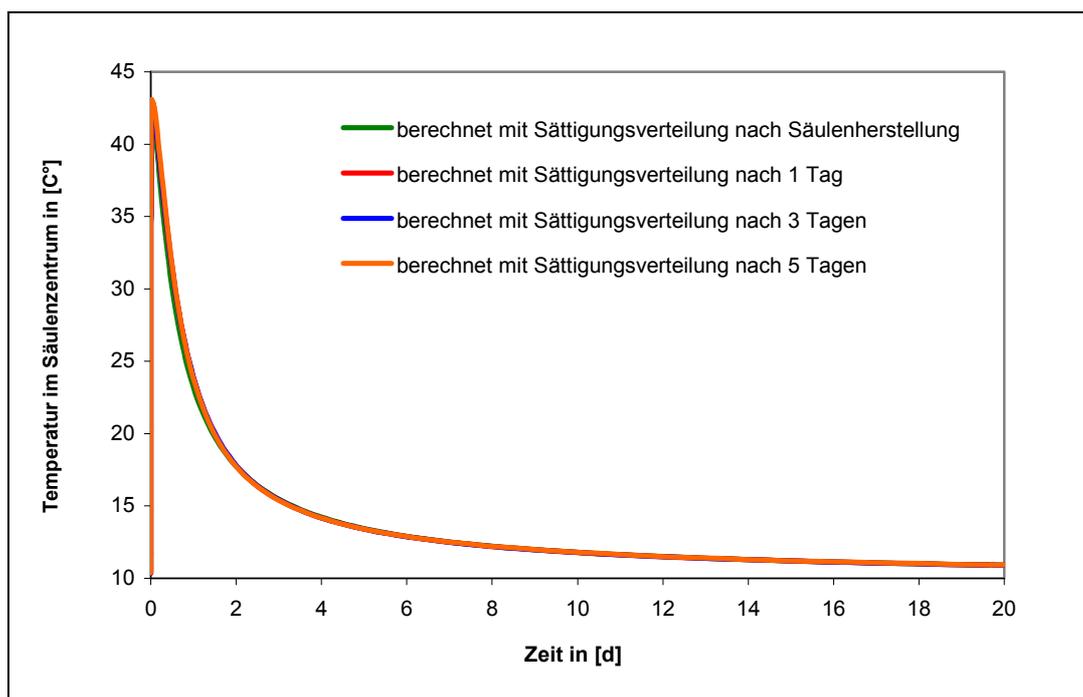


Abb. 9.2 Temperatur im Säulenzentrum in Abhängigkeit der Sättigungsverteilung in der Säule und dem umgebenden Boden

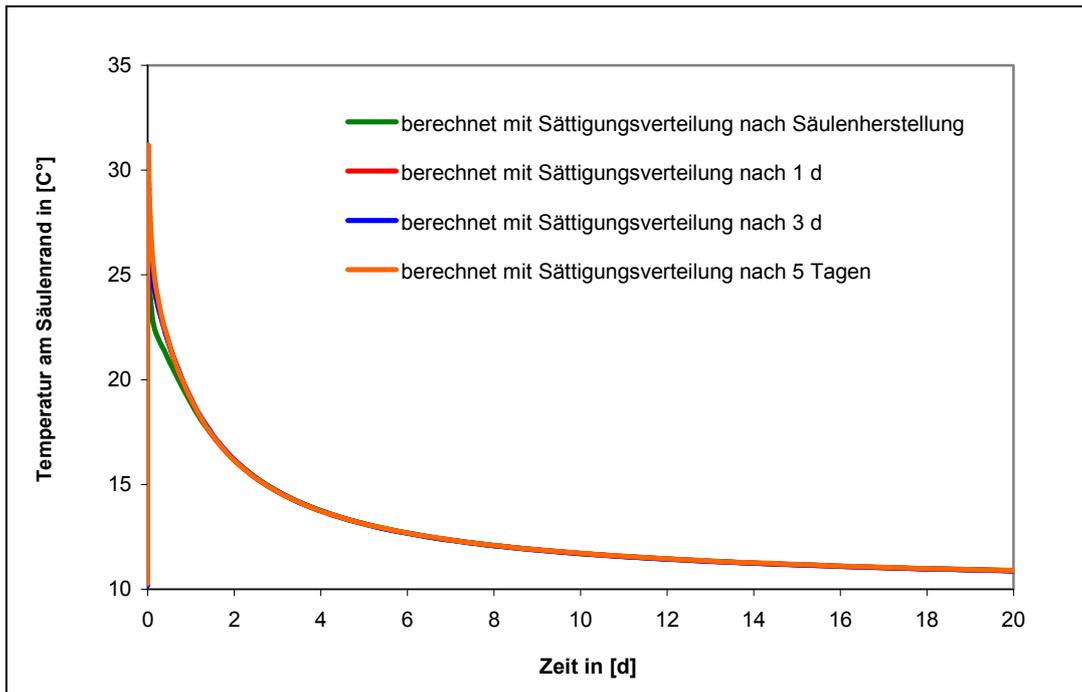


Abb. 9.3 Temperatur am Säulenrand in Abhängigkeit der Sättigungsverteilung in der Säule und dem umgebenden Boden

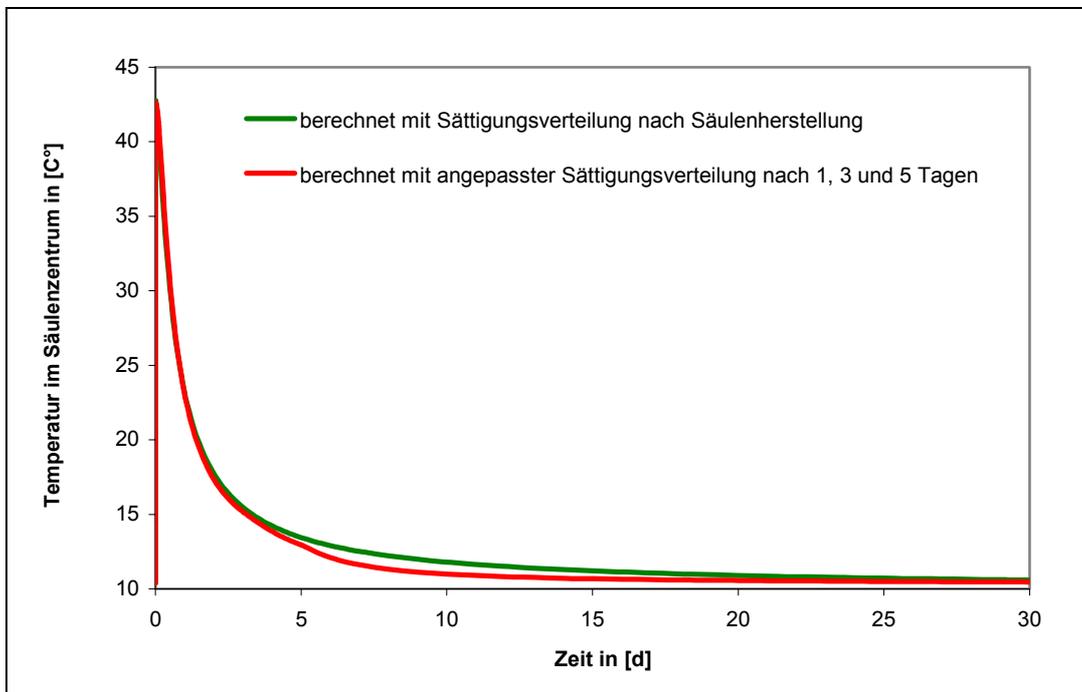


Abb. 9.4 Temperatur im Säulenzentrum bei konstanter Sättigungsverteilung in der Säule und dem umgebenden Boden und bei einer zeitlich angepassten Sättigungsverteilung

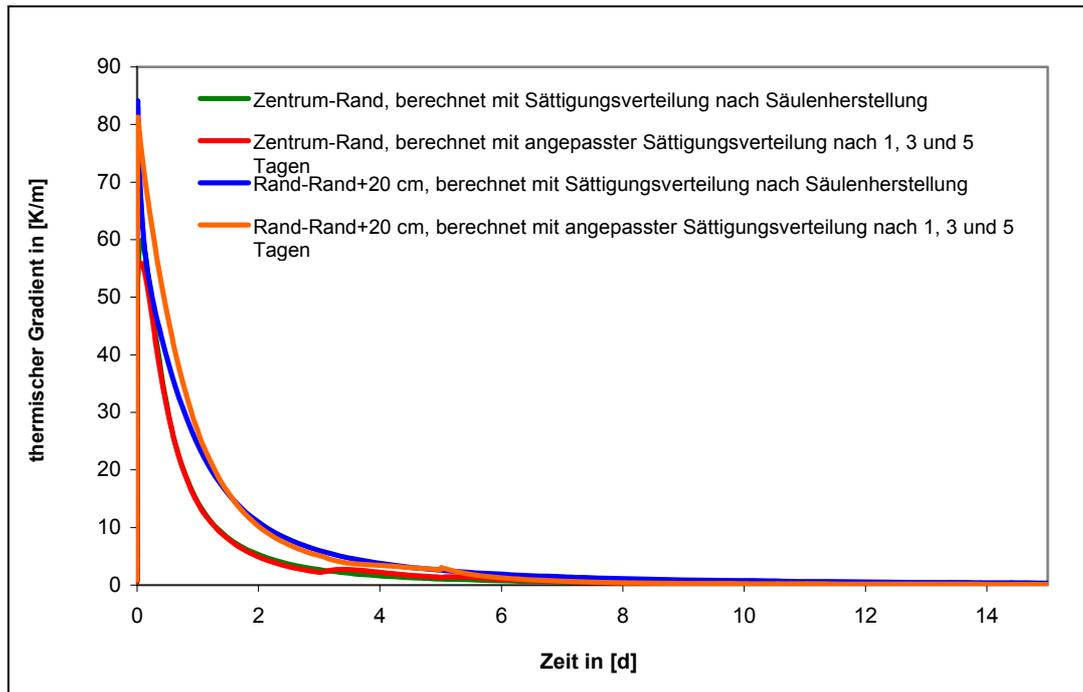


Abb. 9.5 thermische Gradienten bei konstanter Sättigungsverteilung in der Säule und dem umgebenden Boden und bei einer zeitlich angepassten Sättigungsverteilung

### 9.3 Einfluss des konvektiven Wärmetransportes

An die Verdampfung und Kondensation des Wassers ist der Transport der spezifischen Verdampfungswärme  $c_{Siede}$  geknüpft. Der Betrag der bei der Phasenumwandlung aufgenommenen bzw. abgegebenen Wärme ist temperaturabhängig (siehe Abbildung 5.1).

In den vorangegangenen Temperaturfeldberechnungen wurde der an den Wasserdampftransport gekoppelte Wärmetransport nicht berücksichtigt.

Nachfolgend soll der Einfluss des konvektiven Wärmetransportes auf die Berechnungsergebnisse überprüft und quantifiziert werden. Hierzu wird der an den Wasserdampfstrom gekoppelte Wärmetransport im Umfeld einer Stabilisierungssäule von 60 cm Durchmesser dem Wärmetransport durch Wärmeleitung gegenübergestellt. Betrachtet wird der Wärmefluss vom Säulenrand in den umgebenden Boden im Abstand von 20 cm, da hier das größte thermische Gefälle und dadurch bedingt auch die größten Dampfdruckgradienten auftreten.

Die Bodenkennwerte entsprechen den Referenzwerten aus 7.3.4. Die Berechnung des Dampf-  
flusses erfolgte nach Philip und de Vries (1957), entsprechend den Ausführungen unter Punkt  
8.3.1. Die Abbildung (9.6) zeigt die Wärmestromdichten der Wärmeleitung und die des kon-  
vektiven Wärmetransportes im Vergleich.

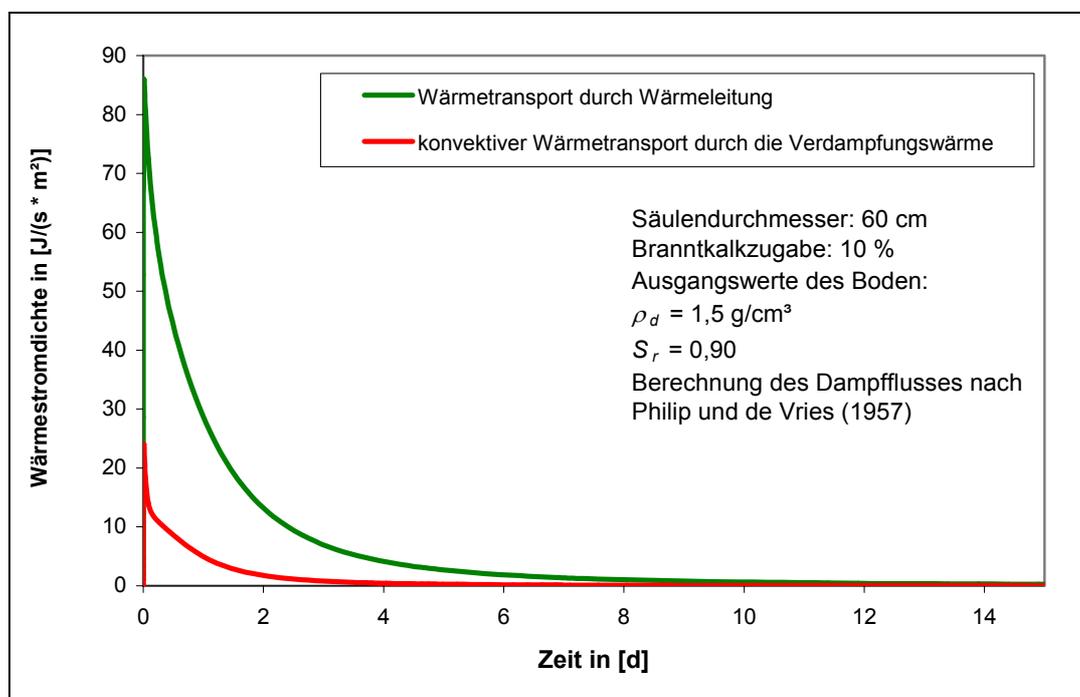


Abb. 9.6 Wärmestromdichte infolge Wärmeleitung und konvektivem Wärmetransport als  
Verdampfungswärme von Wasser im Umfeld der Stabilisierungssäule mit 60 cm  
Durchmesser

Die Abbildung (9.7) zeigt die Summenkurve des auf die Fläche bezogenen Wärmetransportes  
durch Wärmeleitung und Transport der Verdampfungswärme im Vergleich. Aus der Abbil-  
dung wird ersichtlich, dass die durch Konvektion übertragene Wärme 16 % des Transportes  
durch Wärmeleitung ausmacht.

Hinsichtlich der vorangegangenen Temperaturfeldberechnungen bedeutet dies eine schnellere  
Abnahme der thermischen Gradienten und daran gekoppelt eine Reduzierung des anisother-  
men Wasser- und Wasserdampftransportes. Die auf der Basis von Wärmeleitung ermittelte  
Umverteilung von Bodenwasser ist damit eher zu konservativ abgeschätzt und fällt tatsächlich  
geringer aus. Entsprechend geringer ist auch der Einfluss der Sättigungsänderungen auf die  
thermischen Bodenkennwerte, was zur Verifizierung der vorangegangenen Temperaturfeldbe-  
rechnungen durch Wärmeleitung beiträgt.

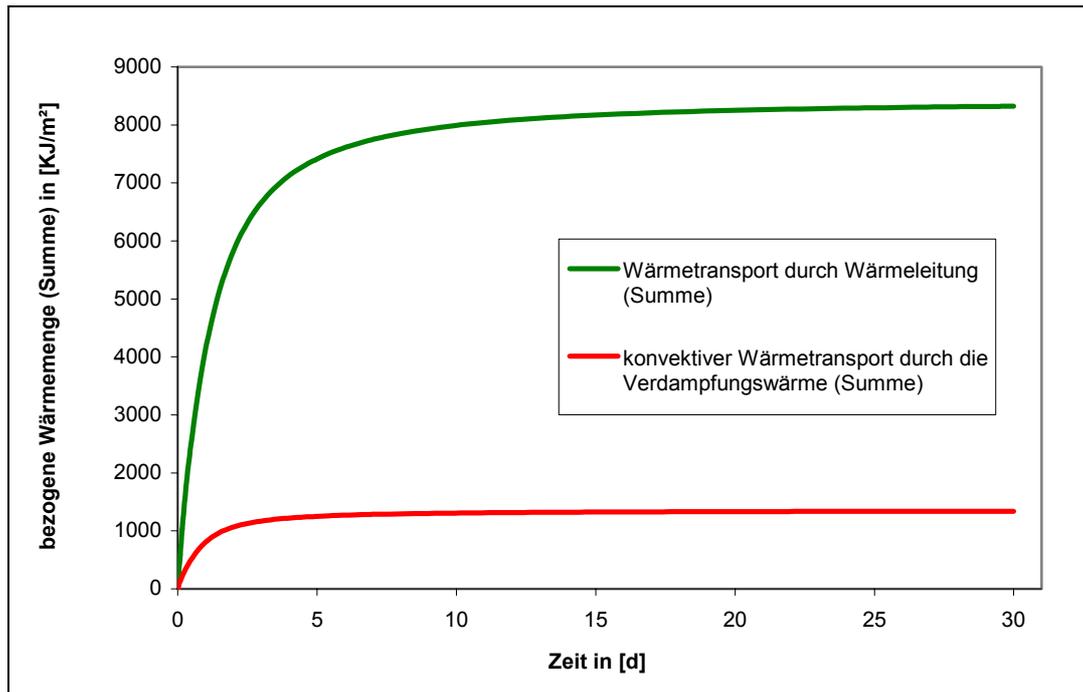


Abb. 9.7 auf die Fläche bezogener Wärmetransport (Summenkurve) infolge von Wärmeleitung und konvektivem Wärmetransport als Verdampfungswärme von Wasser im Umfeld der Stabilisierungssäule mit 60 cm Durchmesser

#### 9.4 Wertung der Vergleichsberechnungen

Die unter Berücksichtigung einer sich zeitlich verändernden Sättigungsverteilung vorgenommenen Temperaturfeldberechnungen haben gezeigt, dass der Einfluss des an den Wärmestrom gekoppelten Feuchtetransportes auf das Ergebnis gering ausfällt. Die thermischen Bodenkennwerte werden durch die veränderte Wassersättigung des Bodens kaum beeinflusst. Die durch den konvektiven Wärmetransport hervorgerufene Abnahme der thermischen Gradienten führt zusätzlich zu einer weiteren Verringerung der Wasser- und Wasserdampftransporte. Die Annahmen, auf denen die im Kapitel 7 getroffene Vereinfachung - die entkoppelte Betrachtung des Wärme- und Massenstromes - beruht, werden durch die Ergebnisse der Berechnungen bestätigt.

Die hier getroffenen Aussagen werden auch durch die Ergebnisse, der im Abschnitt 7.3.3.2 dargelegten Nachrechnungen von Feldversuchen, die auf den gleichen Vereinfachungen beruhen, bestätigt.

## 10 Bewertung der berechneten Sättigungsänderungen

### 10.1 Wertung der berechneten Wassertransporte und Vergleich mit den Ergebnissen von in der Literatur aufgeführten Feldversuchen

In dem vorangegangenen Abschnitt wurden die im Zuge der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen auftretenden durch thermische Effekte ausgelösten Wasserbewegungen, die sowohl in der dampfförmigen als auch in der flüssigen Phase auftreten, untersucht und quantifiziert.

Weiterhin wurden die im Zuge der Säulenherstellung auftretenden nicht thermisch bedingten Wassertransporte beschrieben und quantitativ abgeschätzt.

Ursache der thermisch bedingten Wassertransporte ist die Änderung der energetischen Lage des im Boden enthaltenen Wassers infolge der temporären Änderung des Temperaturfeldes im Boden. Die Verknüpfung erfolgt hierbei durch die unter Punkt 5.1.1 beschriebene Temperaturabhängigkeit der Wassereigenschaften wie der Sättigungsdampfdichte und der Oberflächenspannung.

Die von der Temperatur unabhängigen Wassertransporte sind auf die Sättigungsdifferenz zwischen dem stabilisierten Erdkörper und dem umliegenden Boden und die durch Ionenkonzentrationsunterschiede hervorgerufene Differenz des osmotischen Potentials zurückzuführen.

Die Berechnungsergebnisse zeigen bei dem thermisch bedingten und dem durch Sättigungsdifferenzen verursachten Fluss einen Abstrom von Porenwasser aus der Säule, insbesondere dem Säulenrandbereich, in den unmittelbar angrenzenden Boden an.

Im Falle des osmotisch bedingten Flusses ist ein Zustrom von Wasser zur Säule hin zu erwarten, der zu einer Anreicherung von Wasser im Säulenrandbereich führt. Der Betrag des durch den osmotischen Druck verursachten Wasserzustromes hängt stark von den Bodeneigenschaften, insbesondere dem Rückhaltevermögen gegenüber gelösten Substanzen und der Bodensättigung ab und ist bei starker Sättigung, dem Regelfall der tiefgründigen Bodenstabilisierung, sehr gering. Hierzu sind jedoch weiterführende Untersuchungen erforderlich.

Das nachfolgende Schema (Abbildung 10.1) stellt die ermittelten Wasser- und Wasserdampftransporte in der Stabilisierungssäule und ihrem Umfeld dar und gibt die berechneten maximalen Änderungen der Wassersättigung des Bodens an. Bei den Sättigungsänderungen wurde der unter Punkt 7.1.1 beschriebene Stopfeffekt berücksichtigt. Die angegebenen Maximalwerte der Sättigungsänderung infolge des thermisch induzierten Wasser- und Wasserdampftransportes beziehen sich auf die Stabilisierungssäule mit 90 cm Durchmesser. Bei den gebräuchlicheren Branntkalk-Boden-Säulen mit 60 cm Durchmesser betragen die Änderungen  $\leq 50\%$  der angegebenen Werte.

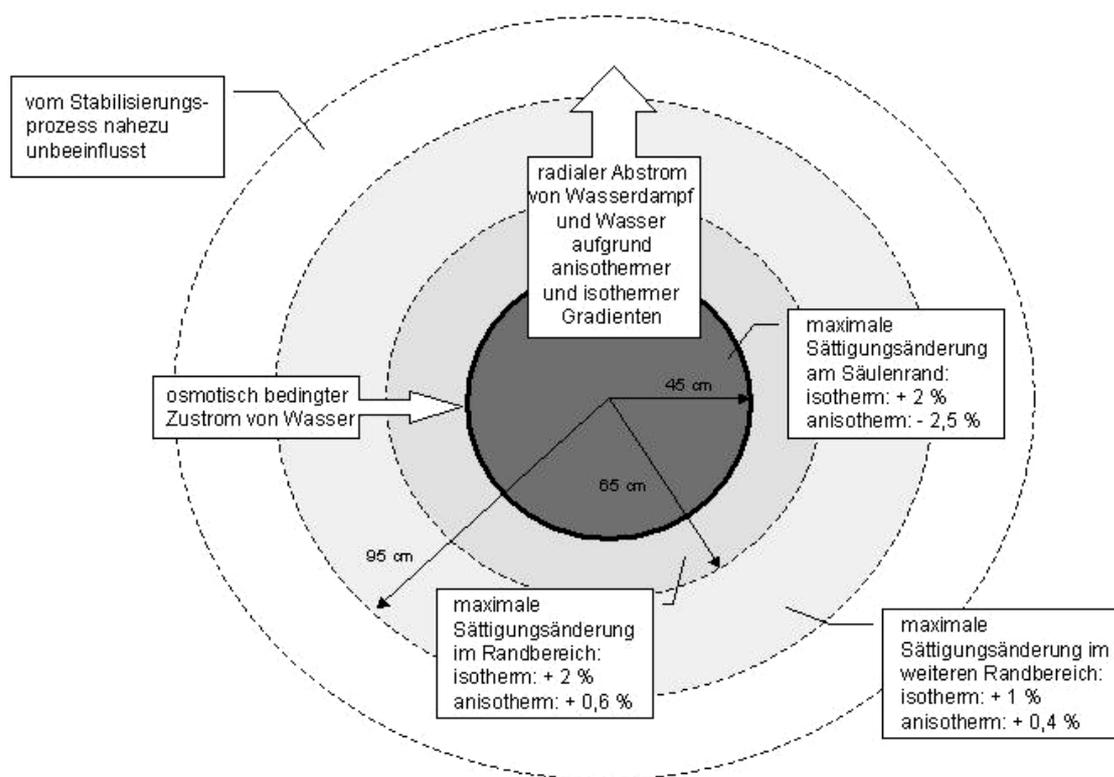


Abb. 10.1 schematische Darstellung der Feuchtetransporte und der ermittelten Auswirkungen auf die Wassersättigung in der Stabilisierungssäule und ihrem Umfeld

Die Ergebnisse der vorangegangenen Betrachtungen werden durch Resultate von Feldversuchen gestützt. So beschreiben Bryhn et al. (1983) eine Bodenzone deutlich reduzierter Scherfestigkeit im unmittelbaren Randbereich der Stabilisierungssäulen (Abb. 10.2). Da die von Bryhn untersuchten Böden praktisch alle im gesättigten Zustand anstanden ( $w_n \geq w_L$ ), lässt sich dieses Phänomen mit dem vorab beschriebenen „Stopfeffekt“ erklären. Während die Zu-

fuhr von Trockenmasse und die damit verbundene Verringerung des Porenraumes bei einem teilgesättigten Boden zu einer Erhöhung der Sättigung in der Stabilisierungssäule führt, entsteht beim gesättigten Ausgangsboden ein Porenwasserüberdruck, der sich in der Säule und ihrem Randbereich aufbaut. Ursache ist der unter den Punkten 8.2.3 und 8.2.4 beschriebene, infolge der Säulenherstellung auf das Korngerüst und das Porenwasser einwirkende Druck, der wie ein Auflast- bzw. Druckpotential wirkt. Das unter Druck stehende, in die Randbereiche der Säule und den umgebenden Boden abströmende Porenwasser führt zu einer Reduzierung der effektiven Spannungen und damit zu einer Reduzierung der Scherfestigkeit des Bodens.

Die vorangegangenen Überlegungen werden durch einen zweiten Sachverhalt gestützt. Parallel zu den Scherversuchen wurden von Bryhn et al. im Boden elektrische Widerstandsmessungen vorgenommen. Diese zeigen für den die Säule umgebenden Bodenbereich mit verminderter Scherfestigkeit eine deutlich herabgesetzte elektrische Leitfähigkeit an (siehe Abbildung 10.2).

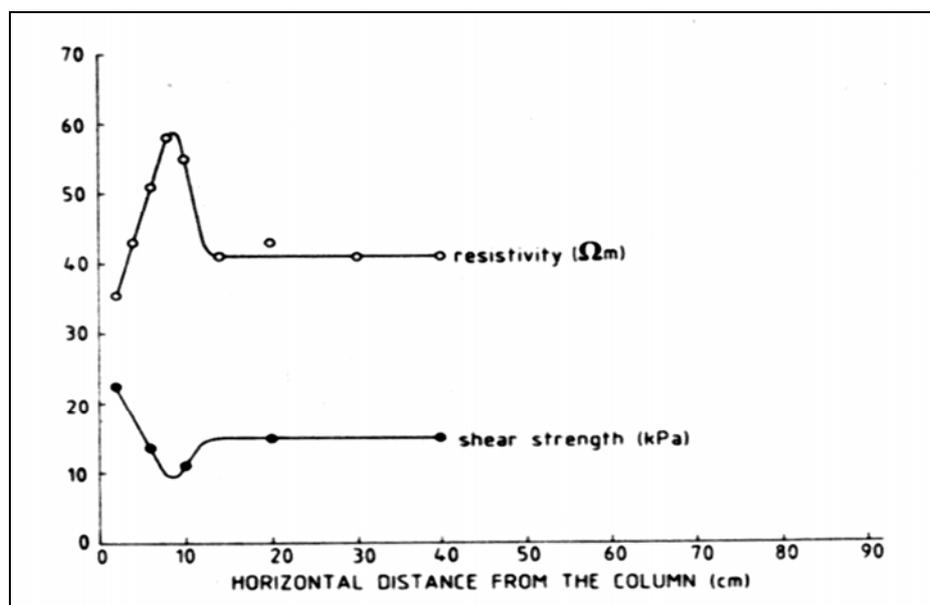


Abb. 10.2 Scherfestigkeit und elektrischer Widerstand des die Säule umgebenden Bodens nach Feldversuchen in Skandinavien (Abbildung aus Bryhn et al. 1983)

Nach Zou (1998) ist bei niedrigen Ionenkonzentrationen, die hier für das Umfeld der Säule angenommen werden, die elektrische Leitfähigkeit des „freien“ Porenwassers niedriger als die des an den Teilchenoberflächen angelagerten (gebundenen) Porenwassers. Beim Auftreten von Porenwasserüberdrücken nehmen die effektiven Spannungen und damit die Kornkontakte

zwischen den Bodenteilchen ab und die Beweglichkeit des Wassers zu. Somit entsprechen die gemessenen höheren elektrischen Widerstände dem Modell einer unmittelbar an die Stabilisierungssäule angrenzenden durch Porenwasserüberdrücke geschwächten Bodenzone, deren Ursache in der Säulenherstellung liegt.

Eine weitere Bestätigung der hier getroffenen Aussagen ist durch die Ergebnisse der Nachrechnung eines Feldversuches gegeben, die unter Berücksichtigung von Porenwasserüberdrücken im Umfeld der Säule erfolgte (Punkt 7.3.3.2.2).

Die Höhe der Porenwasserüberdrücke wird durch den Druck bestimmt, der aufgewendet werden muss, um die gewünschte Menge Branntkalk in den Boden einzublasen sowie durch die Wasserleitfähigkeit des anstehenden Bodens und des Bindemittel-Boden-Gemisches.

## 10.2 Bewertung der Berechnungsergebnisse im Hinblick auf die Festigkeitsentwicklung von Kalk-Boden-Säulen und Resümee

Die vorangegangenen Modellrechnungen wurden mit dem Ziel durchgeführt, die bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk auftretenden Temperaturfeldänderungen zu erfassen und zu prüfen, inwieweit diese Änderungen zu einer für die Festigkeitsentwicklung und damit für Bemessungszwecke relevanten Umverteilung des im Boden enthaltenen Wassers führen.

Als Referenzmodell diente hierbei ein feinkörniger Boden mit einer Ausgangssättigung von 90 % und einer Trockendichte von  $1,5 \text{ g/cm}^3$ . Der Durchmesser der berechneten Referenzsäule betrug 60 cm und die Bindemittelkonzentration 10 %, bezogen auf die Trockenmasse des Bodens.

Die bei der Referenzsäule berechneten, infolge des Temperaturgefälles hervorgerufenen Sättigungsänderungen betragen weniger als 1 %. Hinzu kommt, dass die infolge thermischer Effekte ausgelösten Sättigungsänderungen teilweise oder ganz durch Sättigungsänderungen infolge mechanischer oder chemisch-physikalischer Stabilisierungseffekte überlagert bzw. negiert werden. So führt der unter Punkt 7.1.1 beschriebene „Stopfeffekt“ zu einer Erhöhung des Sättigungsgrades im stabilisierten Erdkörper und damit zu einer Abnahme der Saugspannungen.

Modellrechnungen, bei denen die Eingangsparameter des Bodens wie Sättigungsgrad und Trockendichte bzw. Herstellungsparameter wie Säulendurchmesser und Bindemittelkonzentration variiert wurden, erbrachten ebenfalls keine für die Festigkeitsentwicklung der Säulen nennenswerte Umverteilung des im Boden enthaltenen Wassers. Vielmehr reduzieren höhere Sättigungsgrade des Ausgangsbodens und verringerte Zugabemengen an Branntkalk die temperaturinduzierten Wassertransporte erheblich.

Berücksichtigt man, dass das Verfahren überwiegend in Böden mit einer Wassersättigung von  $\geq 90\%$  angewendet wird und eine Bindemittelkonzentration von  $10\%$  die Obergrenze der üblichen Bindemittelkonzentrationen darstellt, können die auftretenden Temperaturfeldänderungen als Auslöser für Festigkeitsentwicklungen, die auf Änderungen des Sättigungsgrades beruhen, ausgeschlossen werden.

Die tatsächliche Zunahme der Steifigkeit und Scherfestigkeit der Stabilisierungssäulen ist daher auf die eingangs unter Punkt 2.2 beschriebenen chemisch-physikalischen Reaktionen (Kationenaustauschprozesse, puzzolanische Reaktionen) und den mechanisch bedingten „Stopfeffekt“ zurückzuführen. Auf diese Aspekte der Stabilisierung sollten sich weitere Untersuchungen zur Festigkeitsentwicklung von Kalk-Boden-Säulen konzentrieren.

## **11 Zusammenfassung**

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Untersuchung der bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen auftretenden thermischen Effekte und ihres Einflusses auf Wasser- und Wasserdampftransporte im Boden. Die Erwärmung beruht vorrangig auf einer chemischen Reaktion, bei der das dem Boden zugemischte Calciumoxid mit Bodenwasser unter Freisetzung von Wärmeenergie zu Calciumhydroxid reagiert.

Um dieses Ziel zu erreichen, wurden zunächst die thermischen Eigenschaften feinkörniger Böden und ihre Beeinflussung durch das Herstellen des Bindemittel-Boden-Gemisches in situ untersucht. Weiterhin wurden Untersuchungen zum zeitlichen Verlauf der chemischen Reaktion und zur Größe der dabei freigesetzten Reaktionswärme vorgenommen. Mit dem Vorhaben, die mit der Säulenherstellung einhergehenden Temperaturfeldänderungen zu erfassen,

wurden als nächstes die thermischen Anfangs- und Randbedingungen des Bodens und der Bodenoberfläche untersucht und festgelegt.

Anschließend wurden die zeitabhängigen Temperaturfeldänderungen auf der Grundlage der Wärmeübertragung durch Wärmeleitung mit Hilfe des Finite-Elemente-Methode Programms Ansys<sup>®</sup> 6.1 numerisch simuliert. Aufgrund der hohen Sättigungsgrade der zu stabilisierten Böden wurden keine konvektiven Wärmeübertragungsmechanismen berücksichtigt. Die Eingangsparameter der Berechnung wurden in einem ersten Berechnungsschritt konstant gehalten. Das Finite-Elemente-Modell wurde durch die Nachrechnung von Feldversuchen verifiziert. Im Rahmen der Finite-Elemente-Berechnungen wurde die infolge der Hydratation des Branntkalkes stattfindende Erwärmung des Bindemittel-Boden-Gemisches und des angrenzenden Bodens simuliert und hinsichtlich relevanter Einflussgrößen überprüft. Untersucht wurde der Einfluss herstellungsbedingter Faktoren wie Bindemittelkonzentration, Säulendurchmesser und Säulenordnung sowie der Einfluss natürlicher Faktoren wie Trockendichte und Sättigungsgrad des Bodens.

Als ausschlaggebend für den Betrag der Erwärmung erwies sich hierbei die Bindemittelkonzentration, wobei der zeitliche Verlauf des Abkühlungsprozesses im Wesentlichen durch die Säulendurchmesser und die Säulenordnung bestimmt wird.

Bei der Untersuchung der Temperaturfeldänderungen wurde nur die infolge der Hydratation des Branntkalkes freigesetzte Reaktionswärme berücksichtigt.

Die durch weitere chemische Prozesse wie Kationenaustausch oder Lösevorgänge freigesetzten Reaktionswärmen wurden bei der Bilanzierung nicht berücksichtigt, da sie einerseits in starkem Maß von der mineralogischen Zusammensetzung der Böden beeinflusst werden, andererseits quantitativ gegenüber der bei der Hydratation des Branntkalkes freigesetzten Reaktionswärme keine Rolle spielen.

Die mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ermittelten zeitabhängigen, im Boden auftretenden Temperaturgefälle bildeten die Grundlage für die Untersuchung der thermisch bedingten Wassertransportvorgänge in der Stabilisierungssäule und deren Umfeld.

Zu diesem Zweck wurde die durch die Temperaturfeldbeeinflussung geänderte energetische Situation des Bodenwassers analysiert.

Auch nicht-thermische, infolge der Säulenherstellung auftretende Effekte wie die durch den „Stopfeffekt“ bedingte lokale Sättigungsänderung und die Beeinflussung des osmotischen Potentials einschließlich der daraus resultierenden Wasserbewegungen wurden berücksichtigt.

Alle thermisch verursachten Wasser- und Dampfflüsse bewirken ein Abströmen von Porenwasser aus dem stabilisierten Erdkörper in den umliegenden Boden.

Die Untersuchungen ergaben jedoch, dass die zeitlich begrenzten, durch thermische Einflüsse hervorgerufenen Wassertransportvorgänge hinsichtlich ihres baupraktischen Einflusses unbedeutend bleiben.

Nur bei Stabilisierungssäulen mit einem großen Durchmesser ( $\geq 90$  cm) und einer hohen Bindemittelkonzentration ( $\geq 10$  %) lässt sich eine nachvollziehbare Sättigungsänderung in einer Größenordnung von 1 bis 2 % ableiten, die für die Festigkeitsentwicklung der Stabilisierungssäulen jedoch nicht von Belang ist. Bei Bindemittel-Boden-Säulen mittleren und geringeren Durchmessers ( $\leq 60$  cm) bleiben die temperaturbedingten Wassertransporte sowohl in der flüssigen als auch in der dampfförmigen Wasserphase auch bei hohen Bindemittelkonzentrationen verschwindend gering.

Der Grund dafür ist, anders als beispielsweise bei mineralischen Dichtungen im Deponiebau, dass nennenswerte thermischer Gradienten zeitlich nur sehr begrenzt auftreten. Hinzu kommt der bei der Bodenstabilisierung übliche hohe Sättigungsgrad der Ausgangsböden. Der letzte Umstand führt einerseits dazu, dass die thermisch herbeigeführten Saugspannungsdifferenzen sehr gering ausfallen, andererseits der Wassertransport in der dampfförmigen Phase stark eingeschränkt wird.

In abschließenden Temperaturfeldberechnungen wurden die thermischen Bodenkennwerte an die sich zeitlich verändernde Wassersättigung des Bodens angepasst. Anhand der ermittelten Temperaturverläufe wurde aufgezeigt, dass der Einfluss der Sättigungsänderung auf die Berechnungsergebnisse sehr gering ist, und damit die Voraussetzung für die vorangegangene entkoppelte Betrachtung des Wärme- und Massestromes erfüllt ist.

Aufgrund dieser Ergebnisse muss der mehrfach in der Literatur zitierte, auch mit der tiefgründigen Bodenstabilisierung in Zusammenhang gebrachte, Einfluss der Erwärmung auf die Verdunstung des Bodenwassers kritisch betrachtet und in Frage gestellt werden. Voraussetzung hierfür ist der Transport von Wasser an die Bodenoberfläche. Nennenswerte, auf Tem-

peratureinflüssen beruhende Wasserbewegungen sind, wie die Berechnungsergebnisse gezeigt haben, nicht zu erwarten.

Möglicherweise hat die zeitlich begrenzte Erwärmung des stabilisierten Bodens einen Einfluss auf den Ablauf der puzzolanischen Reaktionen, die zur Verfestigung der Säule führen. Dieser Punkt wurde in der vorliegenden Arbeit nicht behandelt und wäre eine Aufgabenstellung für weitere Untersuchungen zum Verfestigungsprozess von Bindemittel-Boden-Säulen.

Die Untersuchung der isotherm hervorgerufenen Wasserflüsse ergab ein langfristiges Abströmen von Wasser aus der Stabilisierungssäule infolge der durch die Säulenherstellung hervorgerufenen Sättigungsdifferenzen im Boden. Dieser Vorgang kann sich in Abhängigkeit der Wasserleitfähigkeit der Böden und der Sättigungsunterschiede über Monate erstrecken.

Des Weiteren wurde der Transport von Wasser infolge einer Differenz des osmotischen Potentials zwischen der Stabilisierungssäule und dem umliegenden Boden untersucht und qualitativ abgeschätzt. Diese Potentialdifferenz verursacht im unmittelbaren Randbereich der Stabilisierungssäule einen zur Säule hin gerichteten Wasserfluss, der in starkem Maße von der Sättigung des Bodens abhängt. Theoretisch führt dieser Fluss zu einer Erhöhung der Sättigung im Randbereich der Säule.

Zum letzten Punkt und zum Einfluss der erhöhten Ionenkonzentration in der Porenlösung des stabilisierten Erdkörpers sind weiterführende Untersuchungen erforderlich.

Abschließend ist festzustellen, dass von den bei der tiefgründigen Bodenstabilisierung mit Branntkalk-Boden-Säulen durch die Hydratation des Branntkalkes verursachten thermischen Effekten aufgrund ihrer starken zeitlichen Beschränkung keine nennenswerten Einflüsse auf die Festigkeitsentwicklung der Stabilisierungssäulen zu erwarten sind.

Weitere Untersuchungen zur Festigkeitsentwicklung von Branntkalk-Boden-Säulen und deren Vorhersage sollten sich daher auf die mechanischen Effekte und auf die mineralogisch-chemischen Prozesse, wie die puzzolanischen Reaktionen, und die Möglichkeiten ihrer Prognose konzentrieren.

Die Berechnungen haben gezeigt, dass die Temperaturentwicklung in der Stabilisierungssäule im Wesentlichen durch die Bindemittelkonzentration, und ihr Auskühlungsverhalten vorrangig durch ihre geometrischen Abmessungen bestimmt wird. Diese Sachverhalte sind von den

Bodenparametern, der für die Stabilisierung in Frage kommenden Böden, weitestgehend unabhängig. Temperaturmessungen stellen daher ein geeignetes Mittel zur Qualitätssicherung bei der Herstellung von Branntkalk-Boden-Säulen dar, mit deren Hilfe sich Inhomogenitäten bei der Bindemittelverteilung oder Störungen beim Hydratationsvorgang (Ablöschen des Branntkalkes) nachweisen lassen. Entsprechende Hilfsmittel wurden angegeben.

## 12 Summary

Deep stabilization of soil with lime columns causes thermal effects. This is mainly due to the reaction of the unslaked lime with the water in the soil. In this thesis the influence of the thermal effects on the movement of soil water was investigated.

In a first step the thermal properties of the stabilized soil in the column and the surrounding soil were analysed. In order to calculate the alteration process of the temperature fields the heat generation coupled to the chemical reaction and the thermal boundary conditions like the distribution of temperature in natural soils were defined.

On this base the transient change of the temperature field around the lime columns was computed using the finite element method. The numerical analysis was done with the finite element code ANSYS<sup>®</sup> 6.1. Due to the high saturation of the stabilized and the surrounding soils only heat transfer by thermal conduction was regarded in the first calculation step. For the present the coupled transport of heat and moisture was neglected as well as the influence of moisture movement on the thermal properties. The model was verified by simulating a large-scale field experiment of the Swedish Geotechnical Institute from which temperature measurements were stated. Very good correlations were achieved between experimental and numerical results.

In the next step the influences of the soil parameters, the geometry of the lime columns as well as their arrangement, and the lime concentration on the numerical results were investigated. It was shown that lime concentration is the most important factor for the development of heat, whereas the geometry of the lime column is responsible for the transient decrease of temperature.

The computed transient temperature fields and the derived thermal gradients formed the basis for the analysis of temperature-dependent moisture movement in the lime columns and in the surrounding soil. Water and water vapour move due to potential gradients from high to low

potential. Therefore, the change of the soil water potential caused by thermal effects was regarded. Also, non-thermal effects such as the change of saturation due to soil compaction and the alteration of the osmotic potential due to dissolution processes were taken into consideration.

The calculation results indicated a flow of liquid water and water vapour from the centre of the lime columns towards the surrounding soil. The results also showed that the amount of moisture moved by thermal effects is low and does not contribute to the hardening of the lime columns. One reason is, in contrast to, for example, nuclear waste disposals, the short appearance of significant thermal gradients. In addition, the stabilized clay- and silt-laden soils are highly saturated. Therefore, thermally induced matric potential gradients remain low and the transport of water vapour is very limited.

In a closing calculation step the change of saturation due to thermal and non-thermal effects was taken into account by adapting the thermal soil parameters to the time-dependent distribution of the soil water. It was shown that the altered saturation has negligible effect on the calculated temperature fields. Therefore, the assumptions made in the first calculation step, concerning the mechanism of heat transfer, were proven true.

Based on these results, the often-cited influence of the heat released when unslaked lime reacts with the water in soil has to be called into question, at least in the case of the deep stabilization of soils with lime columns. That would require, for example, the transport of moisture to the soil surface, which according to the results of the calculations is not given.

It could be that the development of heat has an influence on the hardening process through pozzolanic reactions. However, this matter was not investigated here and would require further research.

The investigation of the isothermal water flow induced a movement of liquid water from the columns towards the surrounding soil based on matric potential gradients due to different saturation of the stabilized and the non-stabilized soil. The duration of this flow depends on the existing matric potential gradients and the hydraulic conductivity of the soil.

On the other hand, a water flow towards the columns may occur due to osmotic potential gradients between the stabilized and the non-stabilized soil. The osmotic potential gradient is based on the dissolution of slaked lime in the column. The occurrence of this water flow de-

depends strongly on the saturation of the surrounding soil and the restriction of the solute movement in the soil. Further research on the influence of osmotic potential gradients bound to the stabilisation of soil with lime is required.

Further investigations into the hardening of lime columns and the prediction of this process should concentrate on mechanical and mineralogical effects such as soil compaction and the pozzolanic reactions.

Temperature measurements may serve as a good tool for quality assurance, because the development of heat depends strongly on the lime concentration, while the influence of the soil parameters of the stabilized clayey soils on the change of temperature is very small. Appropriate data were given in this thesis.

### 13 Literaturverzeichnis

- Åhnberg, H., Ljungkrantz, C.-E., Johansson, S.-E., Holmqvist, L., Retelius, A. and Holm, G. (1995). Cement och kalk för djupstabilisering av jord. *SIG Report No 48*, Swedish Geotechnical Institute, Linköping (Überstellt mit Anmerkungen durch Helen Åhnberg 2002).
- Åhnberg, H., Bengtsson, P.-E. and Holm, G. (1989). Prediction of strength of lime columns. *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, pp. 1327-1330, Rio de Janeiro
- Andersson, Lennert (1978). *Eine neuartige Stabilisierungsmethode mit Kalkpfählen*. Vortrag auf der 4. Internationalen Kalktagung, Hershey, Pennsylvania, USA, 21./22. September
- Assarson, K. G., Broms, B., Granholm, S., and Paus, K. (1974). *Deep Stabilization of Soft Cohesive Soils*. Report published by Linden-Alimak, Skellefteå
- Balasubramaniam, A. S. and Buensuceso jr., B. R. (1989). On the overconsolidated behavior of lime treated soft clay. *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, pp. 1335-1338, Rio de Janeiro
- Bell, F. G. and Tyrer, M. J. (1989). The enhancement of the properties of clay soils by the addition of cement or lime. *Proceedings of the 12th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, pp. 1339-1341, Rio de Janeiro
- Bericht der Kommission VI der ATR, FG und VSS (1973). Bodenstabilisierung mit Kalk. *Straße und Autobahn*, Heft 7, S. 311-321
- Bericht der Kommission VI der ATR, FG und VSS (1974). Bericht über die Bodenstabilisierung mit Zement. *Straße und Verkehr*, Heft 1, S. 17-24
- Bielinski, A., Class, H., Jakobs, H. und R. Helmig (2001). *Numerical Simulation of Desiccation Processes in a Mineral Liner of a Waste-Disposal Site*. 3. Workshop "Teilgesättigte Böden", Editor: Schanz, T., Bauhaus-Universität Weimar
- Brand, Walter (1962). *Der Einfluß von Kalziumhydroxyd auf die Eigenschaften schluffiger Böden im Straßenbau*. Dissertation TH Aachen
- Brandl, Heinz (1971). Zusammenhänge zwischen den chemisch-physikalischen Eigenschaften stabilisierter Böden. *Straßen- und Tiefbau*, 25. Jahrgang, Heft 4, S. 287-300
- Brandl, Heinz (1973). Stabilisation of Slippage-Prone Slopes by Lime-Injections. *Proceedings of the 8th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, Moskau, Vol. 4.3, pp. 300-301

- Brandl, Heinz (1980). Lime Columns - A New Foundation Method. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, American Society of the Civil Engineering / Geotechnical Engineering Division, pp. 738-740, 6/1980
- Brandl, Heinz (1980). New Approach to Predict Lime Reactivity of Soils. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, American Society of the Civil Engineering / Geotechnical Engineering Division, pp. 731-733, 6/1980
- Bredenberg, H. (1983). Lime columns for ground improvement at new cargo terminal in Stockholm. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 881-884, Helsinki
- Broms, B. B. and Boman, P. (1976). Stabilization of Deep Cuts with Lime Columns. *Proceedings of the 5th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp. 207-210
- Broms, B. B. and Boman, P. (1977). Lime Columns - A New Type of Vertical Drains. *Proceedings of the 9th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, Tokyo, Vol. 1, pp. 427-432
- Broms, B. B. and Boman, P. (1977-b). *Stabilization of soil with lime columns*. Design Handbook. Department of Soil and Rock Mechanics, Royal Institute of Technology
- Broms, B. B. and Boman, P. (1979). Stabilisation of soil with lime columns. *Ground engineering*, 12, pp. 23-32
- Broms, B. B. and Anttikoski, U. (1983). Soil Stabilisation - General Report. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ECSMFE)*, Vol. 3, pp. 1289-1301, Helsinki
- Bryhn, O. R., Loken, T. and Aas, G. (1983). Stabilization of sensitive clays with hydroxy-aluminium compared with unslaked lime. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 885-896, Helsinki
- Cass, A., Campbell, G. S. and Jones, T. L. (1984). Enhancement of Thermal Water Vapor Diffusion in Soil. *Soil Science Society of America, Journal*, Vol. 48, pp. 25-32
- Class, H., Helmig, R. und P. Bastian (2002). Numerical Simulation of Nonisothermal Multiphase Multicomponent Processes in Porous Media - 1. An Efficient Solution Technique. *Advances in Water Resources*, Nr. 25, pp. 533-550
- Cerbe, Günter und Hoffmann, Hans-Joachim (1994). *Einführung in die Thermodynamik*. Carl Hanser Verlag, München und Wien

- Chiu, K. H. and Chin, K. Y. (1963). The Study of Improvement Bearing Capacity of Tapei Silt by Using Quicklime Piles. *Proceedings of the 2nd Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp. 387-393
- Christen, Hans-Rudolf (1988). *Grundlagen der allgemeinen und anorganischen Chemie*. 9. Aufl., Aarau, Frankfurt am Main
- Collin, F., Li, X. L., Radu, J. P. and Charlier, R. (2002). Thermo-hydro-mechanical coupling in clay barriers. *Engineering Geology*, 64, pp. 179-193
- Dahlem, Karl-Heinz (2000). *Der Einfluß des Grundwassers auf den Wärmeverlust erdreichberührter Bauteile*. Dissertation Universität Kaiserslautern
- Deutscher Wetterdienst (2002). Abruf von Klimadaten (Normwerte) des DWD über das Internet. [www.deutscher-wetterdienst.de](http://www.deutscher-wetterdienst.de)
- de Vries, D. A. (1958). Simultaneous transfer of heat and moisture in porous media. *American Geophysical Union, Transactions*, Vol. 39, pp. 909-916
- DIN EN 459-2 (2002). Baukalk, Teil 2: Prüfverfahren. Deutsches Institut für Normung e. V, Berlin
- Döll, Petra (1996). *Modelling of Moisture Movement Under the Influence of Temperature Gradients: Desiccation of Mineral Liners Below Landfills*. Bodenökologie und Bodengene- nese Heft 20 (Dissertationsschrift), Institut für Ökologie, Technische Universität Berlin
- Eigenschenk, E. (1993). Flächige Bodenverbesserung mit Kalkpfählen. *Die Tiefbau- Berufsgenossenschaft*, S. 534-539, Heft 8
- Farouki, Omar T. (1986). *Thermal Properties of Soils*. Series on Rock and Soil Mechanics Vol. 11, Trans Tech Publications, Clausthal-Zellerfeld
- Fischer, Wilhelm Anton und Ertmer, Werner (1967). *Die Untersuchung des Wärmehalts, der Wärmeleitfähigkeit und der elektrischen Leitfähigkeit von Schmelzkalk*. Westdeutscher Verlag, Düsseldorf 1967
- Groth, Clemens und Müller, Günther (2000). *FEM für Praktiker – Band 3: Temperaturfelder*. 3., aktualisierte. Aufl., expert verlag, Renningen
- Halkola, H. A. (1983). In-situ investigations of deep-stabilized soil. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp. 33-37, Helsinki
- Hanks, Ronald J. and Ashcroft, Gaylen L. (1980). *Applied Soil Physics*. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg

- Hartge, K. H. und Horn, R. (1989). *Die physikalische Untersuchung von Böden*. 2., völlig neu bearb. Aufl., Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- Hartge, K. H. und Horn, R. (1991). *Einführung in die Bodenphysik*. 2., überarb. und erw. Aufl., Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- Helmig, R., Braun, C. und Emmert, M. (1996). Mufta – a numerical model for the simulation of multiphase flow process in porous and fractured-porous media – nonisothermal two-phase-two-component module. *Programmdokumentation*, Institut für Wasserbau, Universität Stuttgart
- Helmig, R. (1997). *Multiphase Flow and Transport Processes in the Subsurface*. Springer, Berlin
- Heath, R. C. (1988). *Einführung in die Grundwasserhydrologie*. Oldenburg-Verlag, München, zitiert in Dahlem (2000).
- Heim, D. (1990). *Tone und Tonminerale*. Ferdinand Enke Verlag, Stuttgart
- Hillel, Daniel (1980). *Fundamentals of Soil Physics*. Academic Press Inc., New York
- Hiltmann, W. und Stribny, B. (1998). *Tonmineralogie und Bodenphysik*. Springer Verlag, Berlin
- Hinkelmann, R. und Helmig, R. (2004). *Mehrphasenmodelle für die ungesättigte Bodenzone - neue Modellierungsansätze in der Hydrologie*. Tag der Hydrologie 2004: Wasser- und Stofftransport in heterogenen Einzugsgebieten, Universität Potsdam
- Holeyman, A. and Mitchell, J.K. (1983). Assessment of quicklime pile behaviour. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 897-902, Helsinki
- Holm, G., Bredenberg, H. and Broms, B. (1981). Lime columns as foundation for light structures. *Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering (ICSMFE)*, Vol. 3, pp. 687-694, Stockholm
- Holm, G., Tränk, R. and Ekström, A. (1983). Improving lime column strength with gypsum. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 903-907, Helsinki
- Holm, G., Tränk, R. and Ekström, A. (1983). Lime columns under embankments - a full scale test. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 909-912, Helsinki
- Jasmund, K. und Lagaly, G. (1993). *Tonminerale und Tone*. Steinkopff Verlag Darmstadt

- Jessberger, Hans Ludwig (1967). *Grundlagen und Anwendung der Bodenstabilisierung*. VDI - Verlag GmbH Düsseldorf
- Jessberger, H. L., Jordan, P. und Ebel, W. (1988). Verfestigung und Verbesserung feinkörniger Böden mit Kalk im Ingenieurbau. *Tiefbau*, 7, S. 380-384
- Jessberger, H. L., Jordan, P. und Schäfers (1988). Bodenstabilisierung mit Kalk im Ingenieurbau. *Tiefbau*, 7, S. 512-517
- Jessberger, H. L. und Jagow-Klaff, R. (1996). *Frost im Baugrund*. Grundbautaschenbuch Teil 1, Smolczyk, U. (Hrsg.), 5. Aufl., S. 497-534, Verlag Ernst & Sohn, Berlin
- Jury, W. A. and Letey, J. JR. (1979). Water Vapor Movement in Soil: Reconciliation of Theory and Experiment. *Soil Science Society of America, Journal*, Vol. 48, No. 5, pp. 823-827
- Bundesverband der Deutschen Kalkindustrie e. V. (2001). *Kalktaschenbuch*. 67. Auflage, Köln
- Karsten, R. (1992). *Bauchemie: Handbuch für Studium und Praxis*. Verlag C. F. Müller, Karlsruhe
- Katzenbach, R., Ittershagen, M., Savidis, S. A., Wesemüller, H. (2003). Großversuche zur optimierten Baugrundverbesserung unter Verkehrswegen auf weichem Untergrund. Vorträge zum 10. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium. *Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der TU Darmstadt*, Heft Nr. 64, S. 79-101
- Kolymbas, Dimitrios. (1998). *Geotechnik – Bodenmechanik und Grundbau*. Springer Verlag, Berlin Heidelberg
- Kujala, K. (1983). The use of gypsum in deep stabilization. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 925-928, Helsinki
- Kujala, K. and Nieminen, P. (1983). On the reactions of clays stabilized with gypsum lime. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 929-932, Helsinki
- Kuhl, O., Aschenbrenner, F. und Lang, M. (1999). Untergrundverbesserung durch Kalksäulen. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen, Köln, *Schriftenreihe der Arbeitsgruppe „Erd- und Grundbau“*, Heft 8, S. 72-75
- Kuntze, H., Roeschmann, G. und Schwerdtfeger, G. (1994). *Bodenkunde*. Verlag Eugen Ulmer Stuttgart
- Kuypers, Friedhelm (1996). *Physik für Ingenieure, Band 1: Mechanik und Thermodynamik*. VCH Verlagsgesellschaft mbH, Weinheim

- Latscha, H. P. (1996). *Anorganische Chemie*. 7., vollständig überarb. Aufl., Springer Verlag, Berlin
- Lehmann, H. und Gatzke, E. (1957). *Tonind.-Ztg.* 81, S. 217-218, zitiert in Schiele, E. und Berens, L. W. 1972.
- Letey, John (1968). Movement of Water through Soil as Influenced by Osmotic Pressure and Temperature Gradients. Univ. of Calif., *Hilgardia*, vol. 39, nr. 14, pp. 405-418
- Matthess, G. (1994). *Lehrbuch der Hydrogeologie – Band 2*. 3. Auflage, Borntraeger Verlag, Berlin, zitiert in Dahlem, Karl-Heinz (2000)
- Marshall, T. J., Holmes, J.W. and Rose, C. W. (1996), *Soil Physics*. Third edition, Cambridge University Press
- Marx, Claus (2002). Schriftliche Anfrage bei Prof. Marx (Goslar) bzgl. der Wärmeleitfähigkeit von Kalkhydrat durch Herrn Johannes Schützeichel, Schützeichel KG, Neustadt/Wied
- Nielsen, D. R., Jackson, R. D., Cary, J. W. and Evans, D. D. (1972). *Soil Water*. American Society of Agronomy, Soil Science Society of America, Madison, Wisconsin
- Okumura, T. and Therashi, M. (1975). Deep Lime Mixing Method of Stabilization for Marine Clays. *Proceedings of the 5th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp. 69-75
- Philip, J. R. and De Vries, D. A. (1957). Moisture Movement in Porous Materials under Temperature Gradients. *American Geophysical Union, Transactions*, Vol. 38, No. 2, pp. 222-232
- Querner, Jens (2002). Recherche in der EDV-Datenbank *Detherm*, Fachbereich Chemie, Universität Dresden
- Rees, S. W., Thomas, H. R. and Zhou, Z. (2000). Ground heat transfer: Some further insights on the influence of three-dimensional effects. *CIBSE Series A: Building Services Engineering Research and Technology*, Vol 21, No. 4, pp. 233-239
- Reitmeier, Wolfgang (1995). Grundlagen und praktische Erfahrungen bei der Bodenstabilisierung mit Kalkpfählen. *Schriftenreihe, Heft 21*, Lehrstuhl und Prüfamf für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der Technischen Universität München
- Schaefer Kalk KG, Labor Steeden, Herr Buchmüller (2002). Schriftliche Anfrage beim Institut für Kalk- und Mörtelforschung e. V., Annastr. 67-71, Köln
- Schaefer Kalk KG, Labor Steeden, Herr Buchmüller (2002). Überstellung von Ablöschkurven und Kornverteilungslinien aus Laborversuchen, Schaefer Kalk KG, Diez

- Schiele, E. und Berens, L. W. (1972). *Kalk – Herstellung, Eigenschaften, Verwendung*. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf
- Schwiete, H. E., Berens, L. W. und Krönert, W. (1968). Aufsatz in *Tonind.-Ztg.* 92, S. 1-6, zitiert in Schiele, E. und Berens, L. W. (1972)
- Serra, M., Robinet, J. C., Mohkam, T. and Daonh, T. (1983). Soil improvement of dykes by liming. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 947-950, Helsinki
- Smolczyk, U., Hilmer, K. (1996). *Baugrundverbesserung*. Grundbautaschenbuch Teil 2, Smolczyk, U. (Hrsg.), 5. Auflage, Ernst & Sohn Verlag für Architektur und technische Wissenschaften, Berlin
- Sondermann, W., Wehr, W. (2002). Trockenpulver-Einmisch-Technik (TET) als Baugrundverbesserung für eine Bahnstrecke in Malaysia. Vorträge der Baugrundtagung 2002 in Mainz. *Aktualisierter Nachdruck der Keller Grundbau GmbH, Offenbach*
- Soyez, B., Magnan, J. P. and Delfaut, A. (1983). Loading tests on a clayey hydraulic fill stabilized by lime-treated soil columns. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 951-954, Helsinki
- Stabilator AB (2000). *Informationsbroschüre*. Stabilator AB, S-182 25 Danderyd, Sweden
- Stolba, Roman (1969). Eine weitere Möglichkeit zur Verbesserung des Straßenuntergrundes durch Kalkpfähle. *Straßen- und Tiefbau*, 23. Jahrgang, Heft 3, S. 254-256
- Stolba, Roman (1977). *Erprobung der Kalkpfahlmethode zur Verbesserung von weichen und bindigen Untergrundböden und Dämmen*. Forschungsauftrag F.A. 5.020 G 75 F, Baustoff- und Bodenprüfstelle Griebenheim b. Darmstadt
- Terashi, M., Tanaka, H. and Okumura, T. (1979). Engineering Properties of Lime-Treated Marine Soils and D.M. Method. *Proceedings of the 6th Asian Regional Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 1, pp. 191-194
- Terashi, M. and Tanaka, H. (1981). Ground Improvement by D.M. Method. *Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 3, pp. 777-780, Stockholm
- Terashi, M. and Tanaka, H. (1983). Settlement analysis for deep mixing method. *Proceedings of the 8th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Vol. 2, pp. 955-960, Helsinki

- Thomas, H. R. and King, S. D. (1994). A non-linear, two dimensional, potential based analysis of coupled heat and mass transfer in a porous medium. *International Journal of Numerical Methods in Engineering*, 37(21), pp. 3707-3722
- Thomas, H. R. and Li, C. L. W. (1996). Two-dimensional parallel computing solution of coupled heat and moisture flow in unsaturated soil. *ASCE, Journal of Computing in Civil Engineering*, 10(3), pp. 236-247
- Thomas, H. R. and Li, C. L. W. (1997). An assessment of a model of heat and moisture transfer in unsaturated soil. *Geotechnique*, 47(1), pp. 113-131
- Thomas, H. R., Rees, S. W. and Sloper, N. J. (1998). Three-dimensional heat, moisture and air transfer in unsaturated soils. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, 22, pp. 75-95
- Touloukian, Y. S. (1970). *Thermal Conductivity – Nonmetallic Solids*. Thermophysical Properties of Matter, Volume 2, IFI/Plenum, New York - Washington
- van Genuchten, M. Th. and Woesten, J. H. M. (1988). Using Texture and Other Soil Properties to Predict the Unsaturated Soil Hydraulic Functions. *Soil Science Society of America, Journal*, Vol. 52, pp. 1762-1770
- Vielhaber, Beate (1995). *Temperaturabhängiger Wassertransport in Deponieoberflächenabdichtungen*. Hamburger Bodenkundliche Arbeiten, Band 29, Dissertation, Fachbereich Geowissenschaften der Universität Hamburg
- Vosteen, Bernd (1995). Bodenverfestigung mit Feinkalk und Kalkhydrat im frostsicheren Aufbau von Straßenbefestigungen. *Schriftenreihe, Heft 21*, Lehrstuhl und Prüfamnt für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der Technischen Universität München
- Wilmers, Wilhelm (1998). *Sicherung von Böschungen mit Kalksäulen*. Sonderdruck aus Straßen- und Tiefbau 1/1998
- Witt, Karl-Josef (2002). Zement – Kalk – Stabilisierung von Böden. *Schriftenreihe Geotechnik*, Heft 7, Bauhaus-Universität Weimar
- Ziechmann, W. und Müller-Wegener, U. (1990). *Bodenchemie*. BI-Wissenschafts-Verlag, Mannheim
- Zou, Yazhou (1998). *Der Einfluss des gebundenen Wassers auf die Leitfähigkeit und die mechanischen Eigenschaften feinkörniger Böden*. Dissertation, Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Karlsruhe, Heft 144