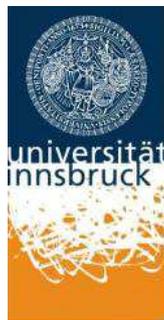


Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen aus Glasschaumgranulat: Messtechnische Analyse sowie Analytische und Numerische Modellierung

LEOPOLD-FRANZENS-UNIVERSITÄT INNSBRUCK
FAKULTÄT FÜR TECHNISCHE WISSENSCHAFTEN



Institut für Konstruktion und Materialwissenschaften

Arbeitsbereich für Energieeffizientes Bauen / Bauphysik

Innsbruck, am 01. Oktober 2015

Autoren:

Dr.-Ing. Fabian Ochs

Dipl. Ing. Michele Bianchi Janetti

Dipl. Ing. Ondrej Klesnil

Wärmeleitfähigkeit von Schüttungen aus Glasschaumgranulat:

Messtechnische Analyse und Numerische Modellierung

1. Einleitung

Entwicklungen der letzten Jahre hinsichtlich der Wärmedämmung erdvergrabener Wärmespeicher [1] führten zu Wärmedämmsystemen, die auf kostengünstigen, schüttfähigen Dämmstoffen wie Schaumglasschotter basieren.

Tabelle 1 fasst Langzeit-Wärmespeicher-Projekte mit Schaumglasschotter als Wärmedämmung zusammen:

Tabelle 1: Schaumglasschotter als Wärmedämmung von Langzeit-Wärmespeichern (Ochs, 2009, <http://www.einstein-project.eu>)

Ort, Baujahr	Speicherart	Volumen / [m ³]	Dämmstoff
München- Ackermannbogen, 2007	Heißwasser- Wärmespeicher	5700	Boden: Schaumglasschotter (30 cm) Wände und Abdeckung: Blähglasgranulat (70 bis 30 cm)
Eggenstein- Leopoldshafen, 2008	Kies-Wasser- Wärmespeicher	4500	Boden und Wände: Blähglasgranulat (70 bis 50 cm) Abdeckung: Schaumglasschotter (80 – 70 cm)
Crailsheim, 2008	Erdsonden- Wärmespeicher	39 000	Abdeckung: Schaumglasschotter (60 – 40 cm)
Warschau, 2015	Heißwasser- Wärmespeicher	800	Boden: Schaumglasschotter, verdichtet (35 cm) Wände: Steinwolle (70 cm) Abdeckung: PU-Panele/XPS-Platten

Abbildung 1, Abbildung 2 und Abbildung 3 zeigen beispielhaft den Einsatz von Schaumglasschotter als Wärmedämmung in den Wärmespeichern in Crailsheim, in Eggenstein-Leopoldshafen und in Warschau.



Abbildung 1 Glasschaumschotter, Wärmespeicher in Craislheim, Quelle: ITW



Abbildung 2 Glasschaumschotter, Wärmespeicher in Eggenstein-Leopoldshafen, Quelle: ITW

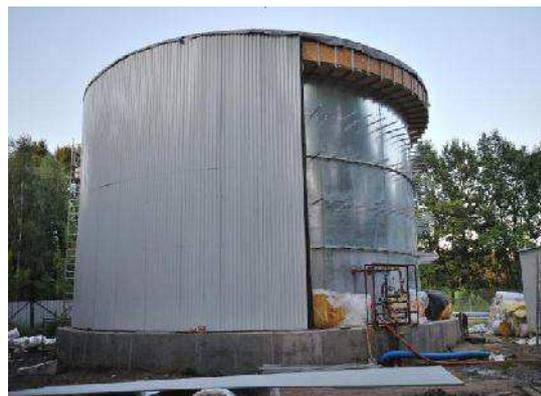


Abbildung 3 Glasschaumschotter, Wärmespeicher in Warschau, Quelle: ITW

Durch eindringende Feuchte und durch Konvektion in der Schüttung zeigt sich eine starke Reduktion der Dämmwirkung in einzelnen Projekten, vgl. z.B. [1].

2. Motivation

Ziel dieser Studie ist eine Kenntniserweiterung über das thermische Verhalten von Schüttungen aus Glasschaumgranulat. An einem weiterentwickelten Versuchsstand (Ein-Platten-Apparatur) werden die Einflüsse von makroskopischer Konvektion auf die Wärmeleitfähigkeit von schüttfähigen Dämmstoffen untersucht. Diese Kenntnisse sollen als theoretischer Hintergrund zur Entwicklung praktischer Verbesserungsmaßnahmen dienen. Stand der Technik ist, die Schüttungen aus Schaumglasgranulat zu verdichten (z.B. Verdichtungsgrad 1/1.3), um die mechanischen Eigenschaften der Schüttung zu verbessern. Der Schwerpunkt dieser Forschungsarbeit ist die Untersuchung von unterschiedlichen Parametern, wie freie Konvektion, Verdichtungsgrad und Temperatur, welche Einfluss auf den gesamten Wärmetransport durch die Schüttung haben. Frühere Studien zu diesem Material, wie z.B. [1], [2] sollen somit ergänzt werden.

Der Wärmestrom durch unterschiedlich verdichtete Schüttungsproben wurde mittels einer Heizplattenapparatur gemessen. Darüber hinaus wurden, analytische und numerische Wärmetransportmodelle weiterentwickelt und gegen Messwerte validiert. Die in diesem Bericht vorgestellte Ergebnisse wurden zum Teil in [3] publiziert.

3. Grundlagen zur Konvektion in Schüttungen

Temperaturdifferenz führt zu Konvektionsvorgängen in der porösen Schüttung.

Warme, feuchte Luft transportiert Wasserdampf zur kalten Seite, wo es zur Auskondensation kommt. Es entsteht ein sogenannter Wärmerohreffekt.

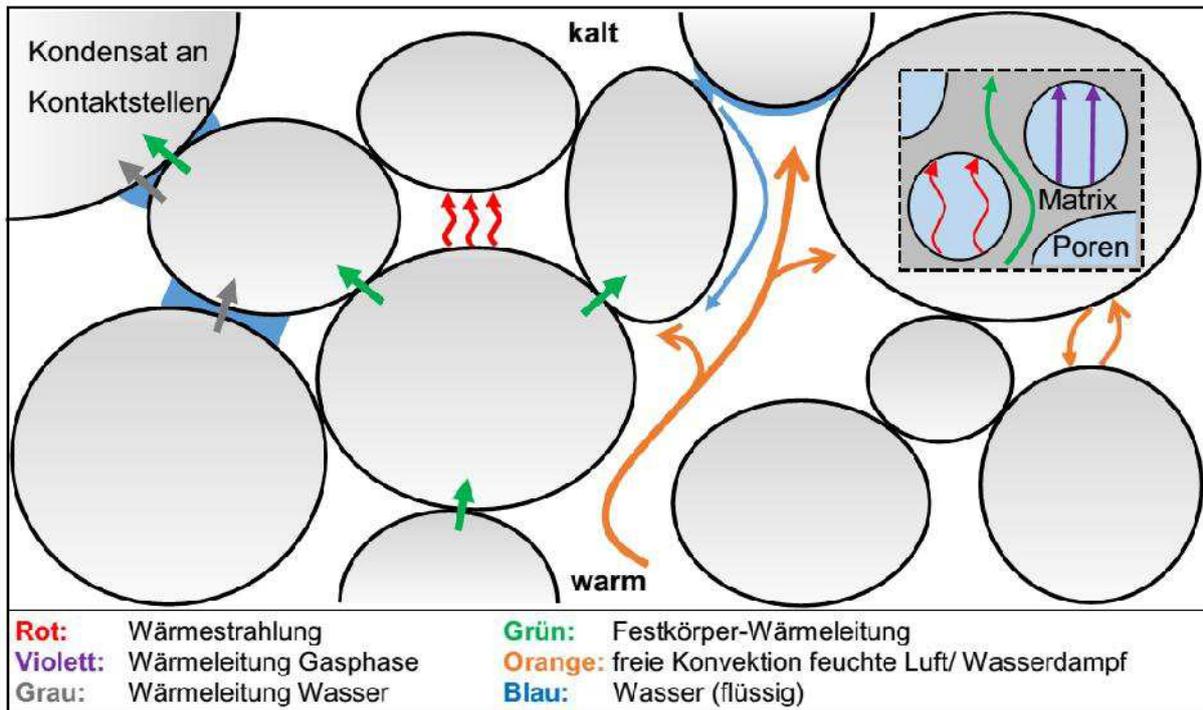


Abbildung 4 Wärmetransportmechanismen in einer Schüttung (Quelle Plaz, ITW, Uni Stuttgart)

4. Messung des Wärmestroms mittels Heizplattenapparat:

Theoretischen Grundlagen und Beschreibung der Messapparatur

Der Wärmestrom durch eine Messprobe kann mit Gleichung (1) beschrieben werden:

$$\dot{q} = \lambda_{\text{eff}} \frac{\Delta T}{h} \quad (1)$$

Dabei ist λ_{eff} die effektive Wärmeleitfähigkeit (WLF) der Probe, $T = T_{\text{hot}} - T_{\text{cold}}$ der Temperaturunterschied zwischen Heiz- und Kühlplatte und h die Probendicke. Der Aufbau der Heizplattenapparatur ist schematisch in Abbildung 5 a) dargestellt. Abbildung 5 b) zeigt schematisch die Phasen der Schüttung bestehend aus Luft und den porösen Schaumgaskörnern, sowie das vereinfachte Krischer-Modell nach dem die Schüttung als Aneinanderreihung serieller und paralleler Widerstände verstanden werden kann.

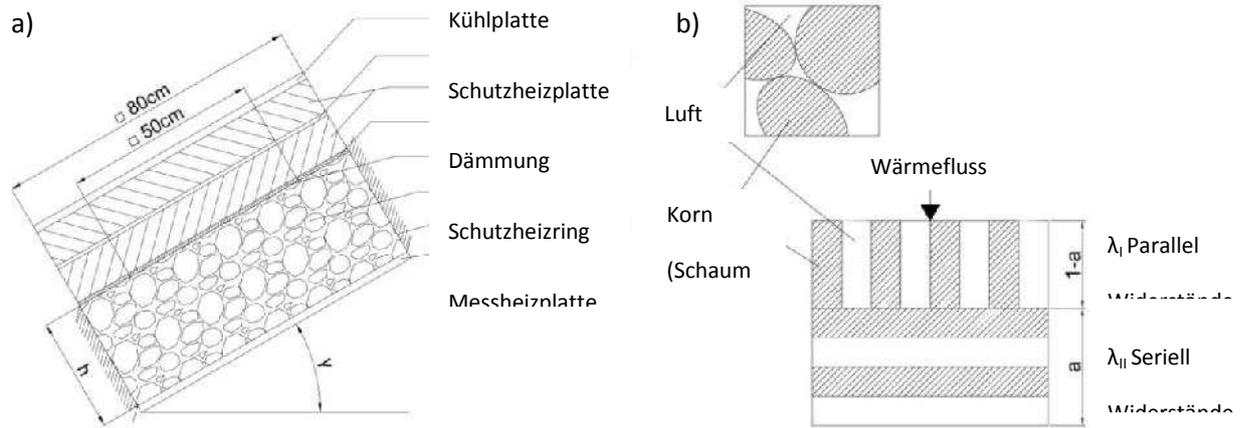


Abbildung 5 a) schematische Darstellung der Apparatur für die Messung der effektiven Schüttungswärmeleitfähigkeit; b) Schüttungsphasen (oben) und Krischer-Model (unten)

Gemäß Gleichung (1), ist es möglich die effektive Wärmeleitfähigkeit zu berechnen, falls die andere Größen, sprich der Wärmestrom, die Temperaturdifferenz zwischen Heiz- und Kühlplatte und die Dicke der Probe, bekannt sind.

Die zu untersuchenden Proben bestehen aus Glasschaumkörnern. Der gemessene Wärmestrom beinhaltet entsprechend den Beitrag der Wärmeleitung in beiden in der Schüttung vorhandenen Phasen (Luft und Feststoff), sowie die innerhalb der Lufträume stattfindenden Wärmestrahlung.

Falls makroskopische Konvektion innerhalb des Schüttungsbetts auftritt, muss Gleichung (2) anstatt von Gleichung (1) verwendet werden:

$$q = \alpha \cdot T \quad (2)$$

Wobei der konvektive Wärmetransportkoeffizient von der Nusselt-Zahl Nu abhängig ist wie dies in Gleichung (3) definiert ist:

$$\alpha = \frac{Nu \lambda}{l} \quad (3)$$

Es kann beobachtet werden, dass falls die Nusselt-Zahl gleich eins ist, sich Gleichung (2) in Gleichung (1) wandelt.

Falls der Einfluss der freien Konvektion erheblich wird, ist die Nusselt-Zahl grösser als eins und kann als Funktion der Darcy-modifizierten Rayleigh-Zahl berechnet werden, die folgendermaßen definiert ist:

$$Ra = \frac{g \cdot \rho \cdot \alpha \cdot \Delta T \cdot \beta_{a,T} \cdot n \cdot L^3}{\lambda \cdot \mu \cdot a \cdot n} \quad (4)$$

Der Zusammenhang zwischen der Nusselt-Zahl und der Rayleigh-Zahl wird in der Folge durch eine empirische Methode untersucht. Zur Berechnung der Rayleigh Zahl muss die Permeabilität der Schüttung K bekannt sein. Dieser Parameter wird nicht innerhalb dieser Studie direkt gemessen, sondern diese wird durch inverse Simulation, mittels eines numerischen Modells ermittelt (vgl. Abschnitt „Numerische Simulation“).

5. Empirische Modelle für die Berechnung der effektiven WLF

In diesen Abschnitt wird ein empirisches Modell zur Beschreibung der effektiven WLF zunächst ohne Berücksichtigung der Konvektion eingeführt.

Die effektive WLF eines porösen Stoffes ist materialspezifisch und hängt von der Temperatur, von der Porosität und von der Struktur des porösen Materials ab. Für die Berechnung der Schüttungswärmeleitfähigkeit wird in dieser Studie angenommen, dass nur die Lufträume zwischen den Körner nach Verdichtung reduziert werden können, wobei die Struktur und damit die Eigenschaften des Einzelkorns unverändert bleibt. Dies stellt eine akzeptable Vereinfachung dar, wie durch mehrere Versuche durch optische Prüfung gezeigt werden konnte. Nur ein geringfügiger Anteil der Körner war nach der Verdichtung gebrochen und die Eigenschaft des Korns ändert sich auch durch Bruch nicht.

Um die effektive WLF zu berechnen, wird das von Krischer entwickelte Modell verwendet [4]. Dieses Modell berücksichtigt den Wärmetransport aufgrund von Wärmeleitung und von Wärmestrahlung, während die Konvektion vernachlässigt wird.

Das Material wird wie ein Netzwerk von seriell und parallel geschalteten thermischen Widerstände modelliert (Abbildung 5, b). Die äquivalente Wärmeleitfähigkeit λ_I der parallel geschaltete Widerstände wird nach Gleichung (5) berechnet (theoretischer Minimalwert).

Die äquivalente WLF λ_{II} der seriell geschalteten Widerstände stellt den oberen Grenzwert dar, und wird durch Gleichung (6) berechnet:

$$\lambda_I = \psi \cdot (\lambda_a + \lambda_{str}) + (1 - \psi) \cdot \lambda_c \quad (5)$$

$$\lambda_{II} = \frac{1}{\frac{\psi}{(\lambda_a + \lambda_{str})} + \frac{1 - \psi}{\lambda_c}} \quad (6)$$

In Gleichung (5) und (6), stellen ψ und ϵ_c die Makro-Porosität (volumetrische Fraktion des Luftvolumens zwischen den Körnern) beziehungsweise die WLF der Körner dar. Die Temperaturabhängigkeit von ϵ_c wurde gemessen und ist in Abbildung 6 a) dargestellt. Die Porosität ψ kann durch die folgende Gleichung berechnet werden:

$$\psi = \frac{V - V_c}{V} \epsilon_c \quad (7)$$

Dabei ist V ist das gesamte Volumen der Schüttung und V_c stellt das Kornvolumen dar. Das Kornvolumen kann aus der Korndichte und aus der Probengesamtmasse berechnet werden. Der Strahlungsbeitrag zu dem gesamten Wärmetransport wird durch Gleichung (8) mitberücksichtigt:

$$\lambda_{str} = C_s T_m^3 \quad (8)$$

Dabei ist der Parameter C_s materialspezifisch und kann durch Interpolation mit Messwerten ermittelt werden.

Gemäß dem Modell von Krischer, wird die effektive Wärmeleitfähigkeit der Schüttung durch Gleichung (9) berechnet, wobei der Gewichtungsfaktor a experimentell bestimmt werden muss:

$$\lambda = \frac{1}{\frac{1-a}{\lambda_I} + \frac{a}{\lambda_{II}}} \quad (9)$$

6. Einfluss der Temperatur und des Verdichtungsgrads auf die WLF von Schüttungen ohne Konvektion

6.1 Wärmeleitfähigkeit des Korns

Die Kornwärmeleitfähigkeit wurde unter Verwendung von aus einzelnen Körnern geschnitten Materialmustern mit dem Ein-Platten-Gerät nach dem Wärmestrom-Messplattenprinzip gemessen. Schaumglasproben von zwei unterschiedlichen Herstellern wurden untersucht. Die Messergebnisse sind in Abbildung 6 a) als Funktion der mittleren Proben temperatur dargestellt.

Die Messergebnisse zeigen eine lineare Temperaturabhängigkeit der WLF. Darüber hinaus kann, trotz erheblicher Streuung der Messwerte, eine leichte Zunahme der WLF mit der

Dichte beobachtet werden (Abbildung 6 b). Dieses Verhalten ist plausibel, da die WLF des Feststoffes (ca. 1 [W/(m K)]) deutlich höher ist als die der Luft (ca. 0.024 [W/(m K)]).

Die WLF der Schüttung wurde mit unterschiedlichen Verdichtungsgraden gemessen, um den Einfluss dieses Parameters auf den gesamten Wärmetransport zu quantifizieren. Das zuvor beschriebene Modell (Gleichungen (5), (6) und (9)) wurde mit den gemessenen Werten kalibriert durch die Bestimmung der Parameter a und C_s . Nach der Kalibrierung zeigen die Modellergebnisse eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten.

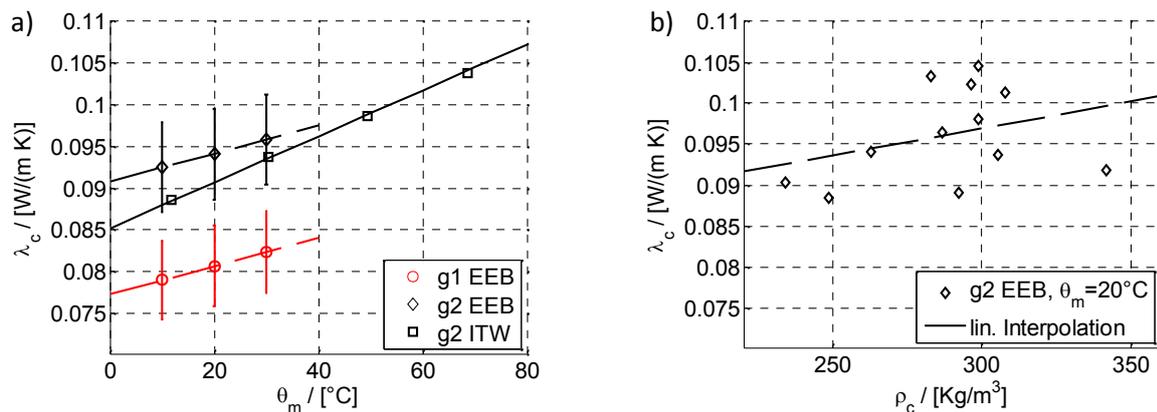


Abbildung 6 a) Kornwärmeleitfähigkeit als Funktion der Temperatur gemessen mit der Ein-Plattenapparatur von EEB ($T=10\text{K}$, Schüttung g1 und g2) und vom ITW (Schüttung g2), gemessen mit dem Zwei-Platten-Gerät. b) Wärmeleitfähigkeit des Kornes als Funktion der Korndichte

6.2 Wärmeleitfähigkeit der Schüttung

Zunächst wurden Messungen mit nach unten gerichtetem Wärmestrom durchgeführt. In diesem Fall, besteht der gesamte Wärmetransport hauptsächlich aus Wärmestrahlung und Wärmeleitung während freie Konvektion beinahe vernachlässigbar ist. Die gemessenen Werte der WLF zeigen, dass obwohl der Feststoffanteil zunimmt je mehr die Schüttung verdichtet wird, desto kleiner wird die WLF. Dieses Phänomen ist erklärbar, wenn berücksichtigt wird, dass mit reduzierten Lufträumen auch der Beitrag der Wärmestrahlung kleiner wird. Dies sollte hauptsächlich die Lufträume zwischen den Körnern betreffen, da die Kornporosität nach der Verdichtung nahezu konstant bleibt, entsprechend der im Abschnitt 5 getroffenen Annahme.

Schüttung 1 wurde bei vier unterschiedlichen Verdichtungsgraden gemessen, wie in Abbildung 7 dargestellt wird. Die lose Schüttung (unverdichtete Probe) hat eine Dicke von 30 cm.

Um den Einfluss der Temperatur auf die WLF zu bestimmen, wurden alle Schüttungsproben bei unterschiedlichen Mitteltemperaturen zwischen 10 °C und 35 °C gemessen (höhere Temperaturen wären wünschenswert, sind aber mit der verwendeten Apparatur nicht möglich).

Die Ergebnisse zeigen, dass die WLF mit steigender Temperatur zunimmt, wie dies in Anlehnung an die Wärmetransporttheorie zu erwarten ist. Diese Tendenz hat sich für alle gemessenen Proben gezeigt.

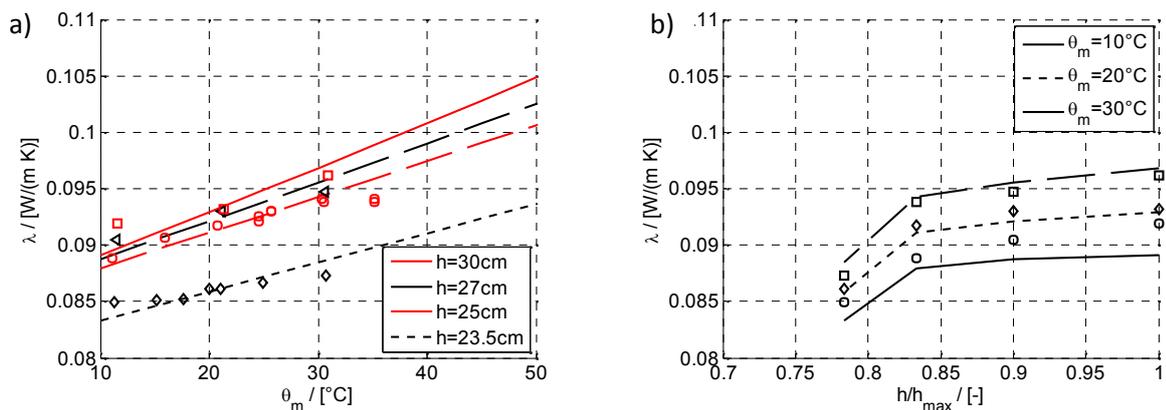


Abbildung 7: Vergleich zwischen gemessenen Werten und Berechnungs-Ergebnissen aus dem Modell nach Krischer für Schüttung 1 bei unterschiedlichen Mittel-Temperaturen und Verdichtungsgraden der Probe (die Probendicke vor der Verdichtung ist: $h_{max} = 30$ cm)

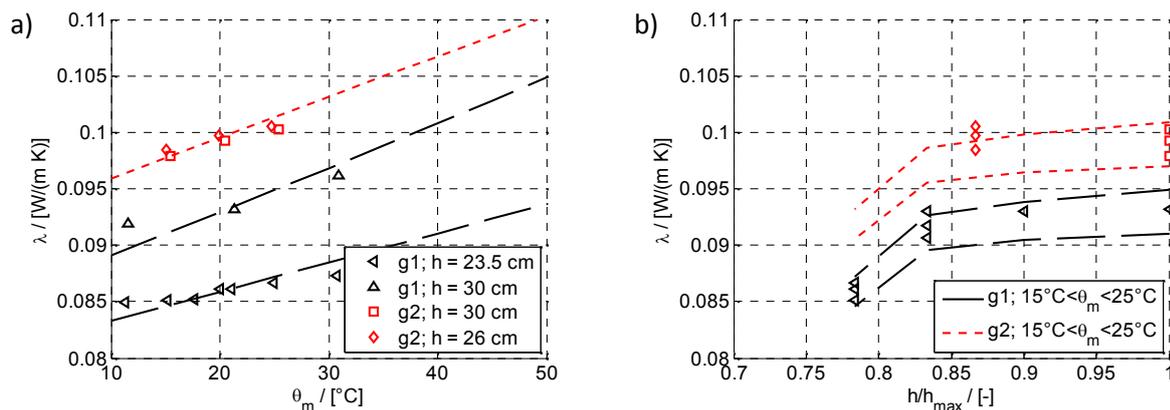


Abbildung 8: Vergleich zwischen der WLF von Schüttung g1 und Schüttung g2. a) WLF vs. Mittel Temperatur. b) WLF vs. Verdichtungsgrad mit $h_{max} = 30$ cm.

Tabelle 2: Werte der Dichte (ρ), Porosität (y), Gewichts faktor (a) und Strahlungskonstante (C_s)

Material	h / [m]	ρ / [Kg/m ³]*	ψ / [-]**	a / [-]	C_s / [W/(mK ⁴)]
g1	0.300	173.91	0.3788	0.7079	0.3750e-008
g1	0.270	193.23	0.3098	0.7882	0.4129e-008
g1	0.250	N.A.	0.2545	0.7504	0.4402e-008
g1	0.235	222.01	0.2070	0.9999	0.3541e-008
g2	0.300	170.91	0.4213	0.9999	3.2207e-009
g2	0.260	197.12	0.3323	0.9999	3.4685e-009

*Probengewicht dividiert durch das Gesamtvolumen der Probe

**Zwischenkörnervolumen dividiert durch das Gesamtvolumen

7. Einfluss der Freien Konvektion auf die effektive WLF

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der freien Konvektion auf den gesamten Wärmetransport untersucht. Dafür wird ein von unten nach oben gerichteter Wärmestrom durch die Messprobe aufgeprägt ($\theta = 180^\circ$, Abbildung 5 a). Die erste Schüttung (g1) wurde mit dem in der Apparatur maximal erreichbaren Verdichtungsgrad ($h = 0.235$ m) gemessen.

Abbildung 9 a) zeigt gemessene Werte von Nu . Dies entspricht gemäß Gleichung (2) und (3) einer effektiven WLF die den konvektiven Wärmetransport einschließt. Der Einfluss von freier Konvektion auf den gesamten Wärmestrom ist deutlich in der Schüttung 2g zu erkennen. Die Abhängigkeit der Nusselt-Zahl von der Temperaturdifferenz ist nahezu linear im untersuchten Temperaturbereich.

In Gegenteil dazu, zeigen die mit Schüttung 1g gemessenen Werte keinen maßgeblichen Effekt durch Konvektion. Dieses unterschiedlichen Verhalten können mit der Tatsache erklärt werden, dass die zwei Schüttungen eine unterschiedliche Permeabilität haben (Schüttung 1g wurde nur im verdichteten Zustand gemessen (Verdichtung von einer Höhe von 0.3 m zu einer Höhe von 0.235 m).

In Unterschied dazu wurde Schüttung 2g zunächst ohne Verdichtung ($h=0.3$ m) gemessen und anschließend verdichtet bis auf einer Höhe von $h=0.26$ m und dann wieder gemessen.

Der für die Wärmeübertragung bestimmende Faktor ist die Temperaturdifferenz zwischen kalter und warmer Oberfläche ΔT , wobei die mittlere Temperatur der Probe nur eine untergeordnete Rolle spielt. Die Temperaturdifferenz ΔT wurde zwischen 5 K und 15 K variiert. Die entsprechende Nusselt-Zahl wurde durch Gleichung (2) und (3) aus dem gemessenen Wärmestrom und der gemessenen Temperaturdifferenz berechnet. Bei einer Temperaturdifferenz von 15 K erhöht sich die effektive Wärmeleitfähigkeit auf bis zu 0.4 W/(m K).

In Abbildung 9 b) ist die Nusselt-Zahl vs. die Rayleigh-Zahl dargestellt. Die Rayleigh-Zahl wurde mittels Gleichung (4) berechnet, wobei die notwendigen Werte der Permeabilität mittels einer inversen Methode durch Vergleich mit Simulationsergebnissen bestimmt wurden (vgl. Abschnitt 8.2).

Die Permeabilität von Schüttung 1g, bei der nur Werte nach Verdichtung auf $h = 0.235 \text{ m}$ zu Verfügung stehen, muss $K \leq 0.3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$ sein, um eine Rayleigh Zahl $Ra \leq 40$ zu erreichen.

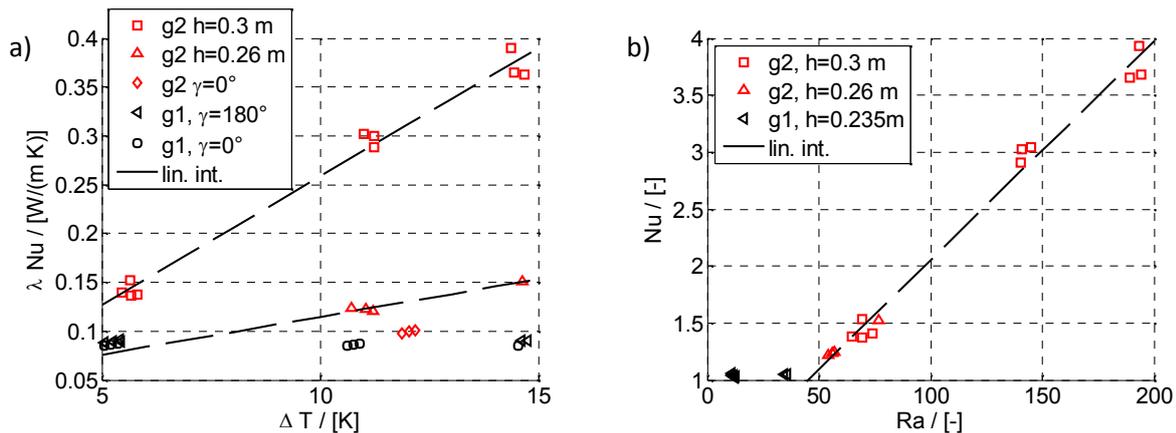


Abbildung 9: Einfluss der freien Konvektion in einer Schüttung mit von unten nach oben gerichtetem Wärmestrom ($\gamma=180^\circ$). Maximalwert der Schüttungsdicke: $h=0.3 \text{ m}$ (vor Verdichtung). a) $\lambda \cdot Nu$ vs. ΔT . b) Nu vs. Ra

8. Numerische Simulation

Um dieses Experiment numerisch nachzubilden, wurde ein numerisches Modell mit dem Programm Comsol 4.3b [5] aufgebaut. Die numerischen Untersuchungen wurden gemeinsam mit dem ITW, Universität Stuttgart mit den folgenden Zielen durchgeführt:

- Kalibrierung des Modells und Bestimmung der Permeabilität K durch inverse Simulation
- Nachprüfung der Messergebnisse durch Vergleich mit den Simulationsergebnissen
- Validierung eines numerischen Modells zur Anwendung in praktischen Fällen mit unterschiedlichen Materialien, Randbedingungen und Geometrien. Das Modell soll ein zuverlässiges Werkzeug darstellen, mit dem unterschiedliche praktische Fälle nachgebildet werden können, falls eine messtechnische Untersuchung nicht möglich bzw. zu aufwändig ist.

8.1 Modell für CFD Simulation

Das System von gekoppelten partiellen Differential-Gleichungen (Bilanzen für Impuls, Masse und Energie) wurde in Comsol in Zusammenarbeit mit den ITW (Universität Stuttgart) unter Verwendung der folgenden Module gelöst: "heat transfer in porous media" und "Brinkman Equation".

Das Geschwindigkeitsfeld \mathbf{u} ergibt sich aus der Brinkman Gleichung (10) und der Kontinuitätsgleichung (11)

$$\rho \frac{d\mathbf{u}}{dt} + \frac{\mu}{K} \mathbf{u} + \nabla \cdot \left[p \mathbf{I} - \frac{\mu}{\psi} (\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \right] = \rho \mathbf{g} \beta (T - T_c) \quad (10)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = 0 \quad (11)$$

Dabei ist ρ die Luftdichte, μ ist die dynamische Luftviskosität, K ist die Schüttungspermeabilität, p ist der Gesamtdruck, \mathbf{I} ist die Einheitsmatrix, ψ ist die Schüttungspermeabilität, β ist der Wärmeausdehnungskoeffizient der Luft. Alle diese Parameter außer der Luftdichte werden bei der Mitteltemperatur der Probe berechnet. Die Luftdichte wird bei der Referenztemperatur T_c berechnet. Die Mitteltemperatur ist folgendermaßen definiert:

$$T_m = \frac{T_h + T_c}{2} \quad (12)$$

Dabei sind T_h und T_c die Temperaturen der warmen und der kalten Platte. Der Term auf der rechten Seite von Gleichung (10) beschreibt den Boussinesq Auftrieb, der sich aufgrund von thermischer Ausdehnung ergibt.

Um das System von Bilanzgleichungen zu vollständigen, wird die Energiegleichung benötigt:

$$(\rho C_p)_{eq} \frac{\partial T}{\partial t} + \rho C_p \mathbf{u} \cdot \nabla T - \nabla \cdot (\lambda_{eq} \nabla T) = 0 \quad (13)$$

Dabei sind

$$(\rho C_p)_{eq} = \frac{1 - \psi}{\psi} \rho_p C_{p,p} + \psi \rho C_p \quad (14)$$

und

$$\lambda_{eq} = (1 - \psi) \lambda_p + \psi \lambda \quad (15)$$

In Gleichung (14) und (15) sind C_p und $C_{p,p}$ die Wärmekapazitäten der Luft und des Schüttungskorns; λ_p und λ sind die Wärmeleitfähigkeit und die Dichte des Schüttungskorns.

8.2 Modellvalidierung und Vergleich mit Messwerten

In Abbildung 11 werden die Messdaten mit den Simulationsergebnissen für Schüttung 2g verglichen. Die Abweichungen sind zum Teil auf numerische und messtechnische Fehler zurückzuführen, und zum Teil auf die Tatsache, dass der Messversuch mit einer zweidimensionalen Simulation nachgebildet worden ist. Zudem kann die Annahme der homogenen Verdichtung unbegründet sein.

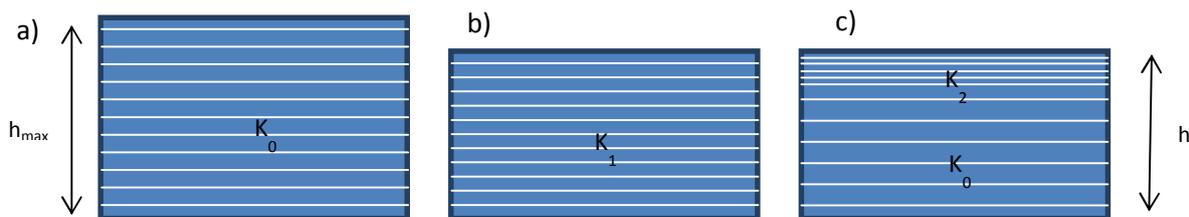


Abbildung 10: a) Schematische Darstellung einer losen Schüttung mit der Permeabilität (K_0); b) schematische Darstellung einer homogen verdichteten Schüttung mit der Permeabilität (K_1) und c) inhomogen verdichtete Schüttung mit den Permeabilitäten K_0 und K_2

Da keine Messwerte der Luftpermeabilität durch die Schüttung in Abhängigkeit des Verdichtungsgrades (und der Verdichtungsart) zu Verfügung stehen, wurde dieser Parameter durch eine inverse Methode, durch Vergleich zwischen simulierten und gemessenen WLF-Werten bestimmt. Auf diese Weise wurde für Schüttung 2g vor Verdichtung ($h = 0.3$ m) ein Permeabilitätswert von $K = 1.5 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$ bestimmt. Für die Schüttung 2g nach Verdichtung ($h = 0.26$ m) erhält man den Wert $K = 0.7 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$.

Wenn die Permeabilität bekannt ist, ist es möglich die Rayleigh-Zahl durch Gleichung (4) zu berechnen. Dieses Ergebnis ist in Anlehnung zur empirischen Theorie von Elder ($Nu = Ra/40 \pm 10\%$) [6] (Abbildung 11, b).

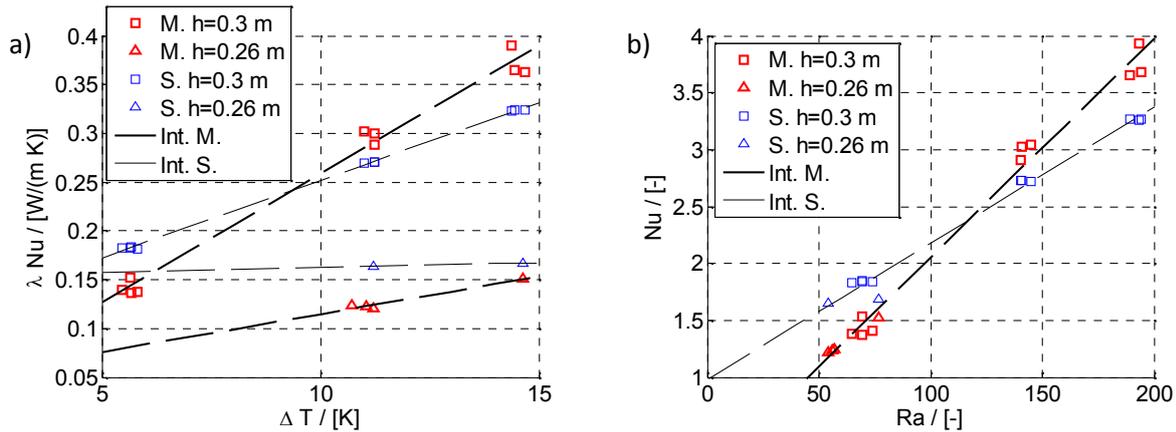


Abbildung 11: Vergleich zwischen Ergebnissen aus der Simulation (S.) und Messwerten (M.) für Schüttung g2. Die Werte wurden linear interpoliert (Int.) a) $\lambda \cdot Nu$ vs ΔT . b) Nu vs Ra

8.3 Anwendung: Konvektion unter realen Randbedingungen und Schüttungsschichtdicken

In diesem Abschnitt werden Schüttungen mit variablen Dicken und Randbedingungen numerisch untersucht. Zu diesem Zweck wird das zuvor beschriebene und validierte Modell eingesetzt.

Die Simulation erfolgt in allen Fällen mit von unten nach oben gerichtetem Wärmestrom. Das verwendete Modell ist zweidimensional und stellt eine Schüttungsschichtbreite von 2 m dar. Die Dicke der Schüttung, sowie die Permeabilität wird variiert, um den Einfluss dieser beiden Parameter auf den gesamten Wärmestrom zu untersuchen.

Die Ergebnisse zeigen eine Erhöhung der Konvektion und infolgedessen eine Erhöhung der effektiven Wärmeleitfähigkeit ($\lambda \cdot Nu$) mit steigender Schüttungsdicke (Abbildung 12, a).

Die numerischen Ergebnisse (Abbildung 12, b) zeigen auch dass die im vorherigem Abschnitt hergeleitete lineare Beziehung zwischen der Nusselt und der Rayleigh-Zahl nicht für $Ra > 200$ gilt. In Folge dessen, kann der Verlauf von $Nu = Nu(Ra)$ besser durch die folgende Gleichung reproduziert werden, die auch für höheren Ra gilt:

$$Nu = 0,28 \sqrt[4]{Ra} - 0,70 \quad Ra > 35,9 \quad (16)$$

In Abbildung 13 a) wird der Einfluss der Schüttungspermeabilität auf die effektive WLF ($\lambda \cdot Nu$) untersucht. Die Schüttungsdicke der simulierten Varianten beträgt 0,8 m. Wie erwartet steigt die effektive WLF mit der Permeabilität infolge der Zunahme der Konvektion. Die

Nusselt-Zahl kann auch in diesen Fall mit Gleichung (16) gut nachgebildet werden (Abbildung 13, b).

In Tabelle 3 sind die Werte von $\lambda \cdot Nu$ für eine 0.8 m Dicke Schüttung mit den WLF-Werten ohne Einfluss von Konvektion für unterschiedliche Werte der Permeabilität verglichen. Die WLF-Werte ohne Konvektion wurden mit dem Modell von Krischer berechnet. Anmerkung: Für $K > 4e-7 \text{ m}^2$ kann keine Konvergenz für Schüttungen mit einer Höhe von $h = 0.8 \text{ m}$ erreicht werden.

Es kann beobachtet werden, dass ein stationärer Zustand von Geschwindigkeits- und Temperaturfeld nur erreicht werden kann, wenn $Ra < 400$ ist. Ein Beispiel davon ($Ra \approx 500$) wird in Abbildung 14 dargestellt.

Im Gegenteil, wenn $Ra \geq 400$ gilt, wird kein stationärer Zustand erreicht (Abbildung 15). In diesem Fall schwingt der Wärmestrom durch die Schüttung ständig um einen Mittelwert.

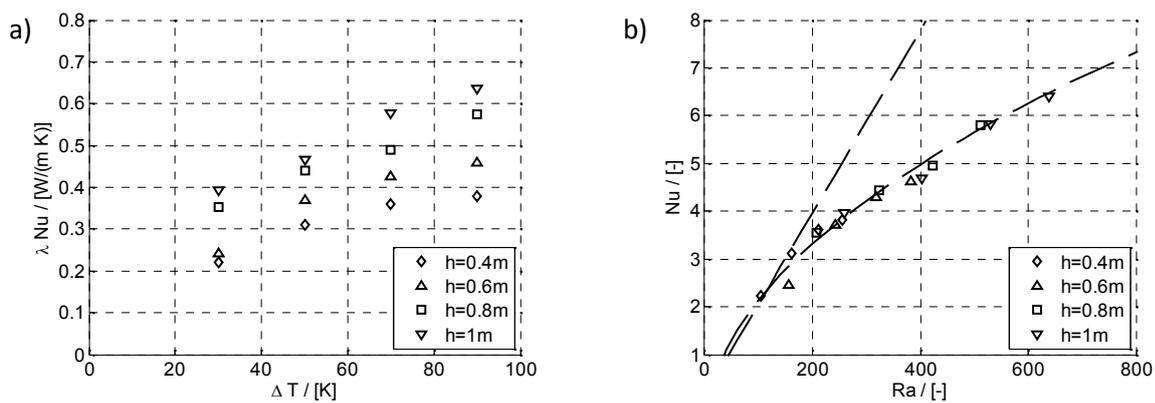


Abbildung 12: Simulationsergebnisse berechnet mit unterschiedlichen Schüttungsdicken und mit Permeabilität $K=0.3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$. a) $\lambda \cdot Nu$ vs ΔT . b) Nu vs Ra

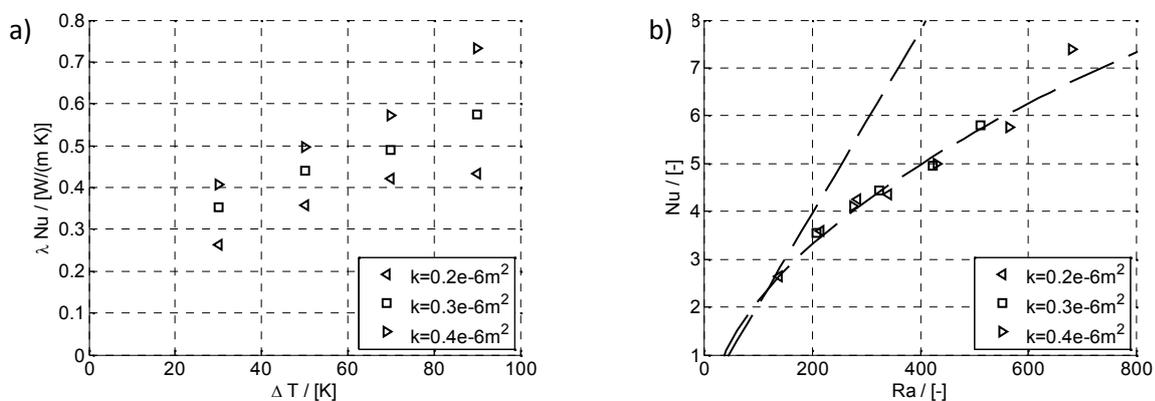


Abbildung 13: Simulationsergebnisse mit unterschiedlicher Permeabilität (Schüttungsdicke $h=0.8 \text{ m}$). a) $\lambda \cdot Nu$ vs ΔT . b) Nu vs Ra

Tabelle 3: Werte des Gliedes ($\cdot Nu$) für eine 0.8 m Dicke Schüttung und für unterschiedliche Permeabilitätswerte

T [K]	T _m [°C]	[W/(m K)]	$\cdot Nu$ [W/(m K)]		
			k=2e-7 [m ²]	k=3e-7 [m ²]	k=4e-7 [m ²]
30	22.5	0.1	0.262	0.352	0.4082
50	32.5	0.104	0.3572	0.4407	0.4965
70	42.5	0.108	0.4212	0.4906	0.5723
90	52.5	0.112	0.4323	0.5756	0.7335

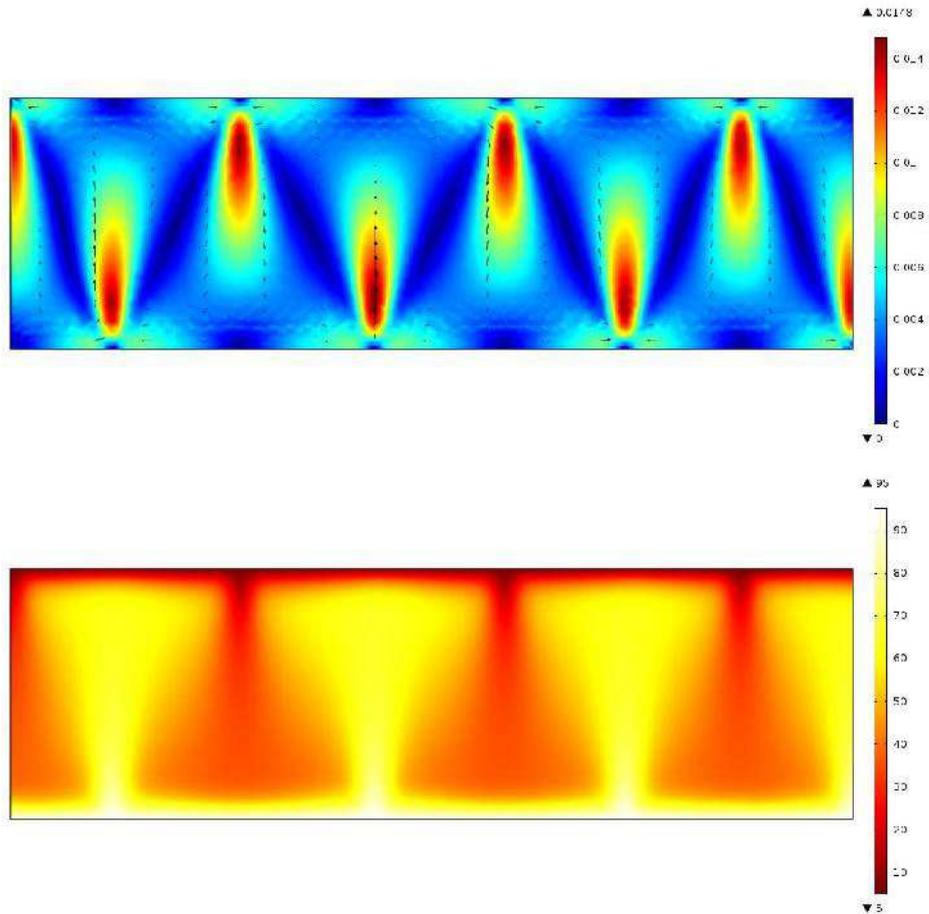


Abbildung 14: Geschwindigkeitsfeld (oben) und Temperaturfeld (unten) nach Erreichung des stationären Zustands ($t=3 \cdot 10^5$ s) in einer Schüttungslagerung mit Permeabilität $K=0.3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$, Dicke 0.6 m, $T=90$ K (Quelle: ITW, Universität Stuttgart, EEB, Universität Innsbruck).

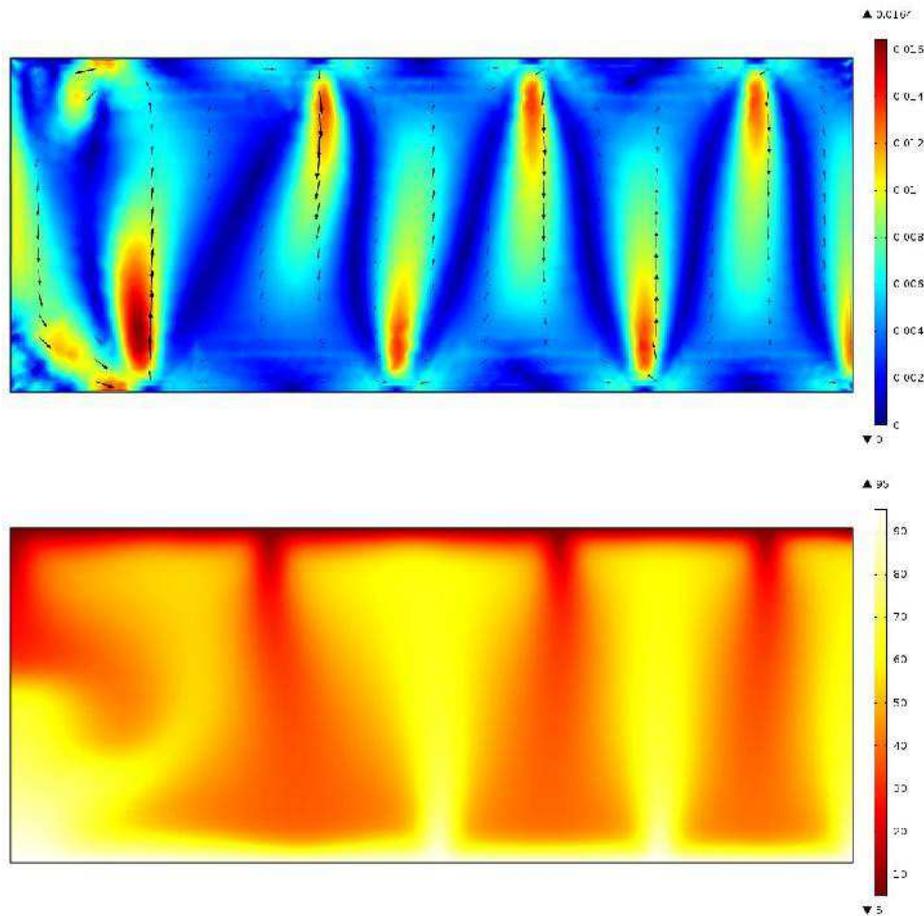


Abbildung 15: Geschwindigkeitsfeld (oben) und Temperaturfeld (unten) in einer Schüttungslagerung mit Permeabilität $K=0.3 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$, Dicke 0.8 m, $T=90 \text{ K}$ ($Ra \approx 500$). Ein stationärer Zustand konnte auch nach beliebig langer Zeit ($t=3 \cdot 10^5 \text{ s}$) hier nicht erreicht werden. (Quelle: ITW, Universität Stuttgart, EEB, Universität Innsbruck)

9. Praktische Maßnahmen zur Verbesserung der effektive Schüttungswärmeleitfähigkeit

9.1 Konvektion

Mit Rücksicht auf die oben präsentierten, numerischen und messtechnischen Ergebnisse können die folgenden praktischen Maßnahmen zur Minimierung der Konvektion und daher zur Verbesserung der thermischen Eigenschaften von Schüttungslagerungen getroffen werden:

- Verringerung der Schüttungspermeabilität durch Verdichtung. In Abbildung 16 a) wird dargestellt wie die Permeabilität in dem untersuchten Bereich quasi linear vom Verdichtungsgrad abhängt. In Abbildung 16 b) ist dargestellt wie die Konvektion durch Reduzierung der Permeabilität deutlich verringert werden kann.

- Unterteilung der Schüttungslagerung in zwei oder mehrere Schichten mit reduzierter Dicken z.B. durch das Einführen von zwischenliegenden Folien (Konvektionsbremsen).

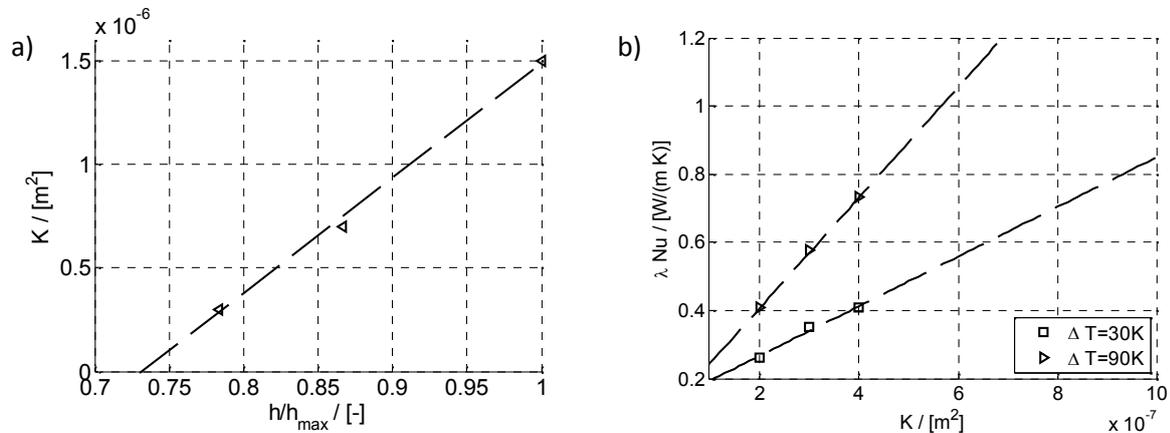


Abbildung 16: a) Permeabilität vs. Verdichtungsgrad. b) $\lambda \cdot \text{Nu}$ vs. Permeabilität für eine Schüttungsdicke von 0.8m (interpolierte Simulationswerte)

Weiteren Maßnahmen können während der Herstellung der Schüttung eingesetzt werden:

- Optimierung der Schaumglaskorn- und Schüttungsporosität, um eine minimale Wärmeleitfähigkeit zu erreichen
- Optimierung der Korngröße bzw. Korngrößenverteilung für eine minimale Schüttungspermeabilität

9.2 Feuchte

Weiterhin muss der Einfluss der Feuchte, der aber nicht Gegenstand dieser Studie ist, mitberücksichtigt werden. Es ist messtechnisch bewiesen, dass eine Erhöhung des Wassergehalts zu einer deutlichen Erhöhung der WLF führen kann. Eine detaillierte Untersuchung dieses Phänomens kann z.B. in [1], [2] gefunden werden.

Die effektive Wärmeleitfähigkeit wird unter kombiniertem Einfluss von Feuchte und Konvektion deutlich ansteigen. Die Mechanismen sind sehr komplex. Hierzu sind weitere experimentelle und numerische Arbeiten notwendig.

10. Ausblick und weiteren Forschungsentwicklungen

Schüttungslagerungen mit unterschiedlichen Verdichtungsgraden wurden mittels einer Heizplatten Messapparatur untersucht. Neben dieser messtechnischen Untersuchung wurden numerische und analytische Modelle zur Beschreibung des Wärmetransportes durch Schüttungslagerungen am Beispiel zweier SGS- Schüttungen entwickelt und kalibriert.

Diese Studie stellt ein Beitrag zur Erweiterung der Kenntnisse über die thermischen Eigenschaften von Schüttungen aus Schaumglasgranulat dar. Allerdings ist weitere Forschung in diesem Bereich notwendig.

Die folgenden Themen sollten innerhalb von zukünftigen Forschungsprojekten betrachtet werden:

- Untersuchung der Konvektion bei unterschiedlichen Wärmestromwinkeln ($\alpha = 30^\circ, 45^\circ, 90^\circ$) und Verdichtungsgraden (Messung, Simulation).
- Untersuchung von Schüttungen mit unterschiedlicher Korngröße. Untersuchung des Einflusses der Korngröße auf die effektive Wärmeleitfähigkeit durch Messung und Simulation.
- Messung der Permeabilität von Schüttungen mit unterschiedlichen Korngrößen und Verdichtungsgraden. Die Kenntnis dieses Parameters stellt eine wichtige Eingabe für die numerische Simulation dar.
- Untersuchung von Produkten von unterschiedlichen Herstellern bzw. verschiedenen Qualitäten. Messung von Schaumglas-spezifischen Parametern wie Dichte und Porosität. Ermittlung von Schüttungs-spezifischen Parameter wie die mittlere Korngröße.
- Messung der Kornwärmeleitfähigkeit (statistische Ermittlung von Mittelwert und Standardabweichung für eine ausreichend große Probe)
- Weiterentwicklung der analytischen und numerischen Modelle. Modellvalidierung / Kalibrierung.
- Untersuchung durch Messung und Simulation von praktischen Maßnahmen zur Verbesserung der effektiven Wärmeleitfähigkeit (z.B. Untersuchung von unterschiedlichen Verdichtungsarten, Untersuchung der Auswirkung von zwischenliegenden Folien (Konvektionsbremsen))
- Untersuchung des Feuchtigkeitseinflusses auf die effektive Wärmeleitfähigkeit.
- Messung unter Vakuum (bzw. Unterdruck)

Danksagung

Ein Teil der Messungen wurde im Rahmen des Österreichischen Forschungsprojekts „Grundlagenforschung von Glasschaumgranulatschüttungen als lastabtragender und wärmedämmender Baustoff“, Forschungs- und Technologieprogramm „HAUS DER

ZUKUNFT“ des Klima- und Energiefond, FFG, Projektnummer: 827162, Projektbericht 2014, durchgeführt

Ein Teil der numerischen Simulationen wurde in Zusammenarbeit mit dem Institut für Thermodynamik und Wärmetechnik (ITW), Forschungs- und Testzentrum für Solaranlagen (TZS), Universität Stuttgart, Pfaffenwaldring 6, 70550 Stuttgart, Deutschland, im Rahmen des Projekts **Weiterentwicklung innovativer Technologien zur solaren Nahwärme und saisonalen Wärmespeicherung** „WinterSun“ FKZ: 0325998A, BMU, seit 2015BMWi, Laufzeit: 01.01.2013 – 30.09.201, erarbeitet.

Symbole

Symbol	Einheit	Beschreibung
a	[-]	Gewichtsfaktor
C_p	[J/(Kg K)]	Wärmekapazität
C_s	[W/(m K ⁴)]	Strahlungsparameter
g	[m/s ²]	Erdbeschleunigung
h	[m]	Probedicke
I	[-]	Einheitsmatrix
K	[m ²]	Permeabilität
p	[Pa]	Druck
\dot{q}	[W/m ²]	Wärmefluss
T	[K]	Temperatur
u	[m/s]	Geschwindigkeit
V	[m ³]	Probenvolumen
	[W/(m ² K)]	Konvektiven Übergangskoeffizient
	[1/K]	Thermische Ausdehnungskoeffizient
	[°]	Drehwinkel
	[°C]	Temperatur
	[W/(m K)]	Wärmeleitfähigkeit
μ	[Kg/(m s)]	Dynamische Viskosität
	[Kg/m ³]	Dichte
	[-]	Porosität

Index	Beschreibung
0	Referenztemperatur, Kalte Platte
a	Luft
c	Körner
c	Kalte Platte
eq	Equivalent
h	Wärme Platte
m	Arithmetische Mittelwert
I, II	Parallel, Serie
p	Konstanter Druck
str	Strahlung

Literaturverzeichnis

- [1] F. Ochs, “Modelling Large-Scale Thermal Energy Stores,” *PhD Thesis, Fac. Energy Process Bio Technol. Univ. Stuttgart*, 2009.
- [2] F. Ochs, W. Heidemann, and H. Mullersteinhagen, “Effective thermal conductivity of moistened insulation materials as a function of temperature,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 51, no. 3–4, pp. 539–552, Feb. 2008.
- [3] M. Bianchi Janetti, T. Plaz, F. Ochs, O. Klesnil, and W. Feist, “Thermal conductivity of foam glass gravels : a comparison between experimental data and numerical results,” *6th Int. Build. Phys. Conf. IBPC 2015, Torino, Italy*, 2015.
- [4] O. Krischer, *Die wissenschaftlichen Grundlagen der Trocknungstechnik*, Springer V. 1963.
- [5] “COMSOL Multiphysics Software.” <http://www.comsol.com/products/multiphysics/>, 2011.
- [6] J. W. Elder, “Steady free thermal convection in a porous medium heated from below,” *J. Fluid Mech.*, 1967.

Anhang: 1-Platten-Apparatur

Die Ein-Platten-Messapparatur wurde entwickelt um Wärmeleitfähigkeitsversuche an verdichtetem Glasschaumshotter vorzunehmen. Diese wurde eigens für die Messung von Schüttungen mit der Möglichkeit der Verdichtung und Wärmestromrichtung von oben nach unten (für die Anwendung der Dämmstoffe im Fundamentbereich) konstruiert. In der nachfolgenden Abbildung ist der prinzipielle Aufbau der Ein-Platten-Messapparatur dargestellt.

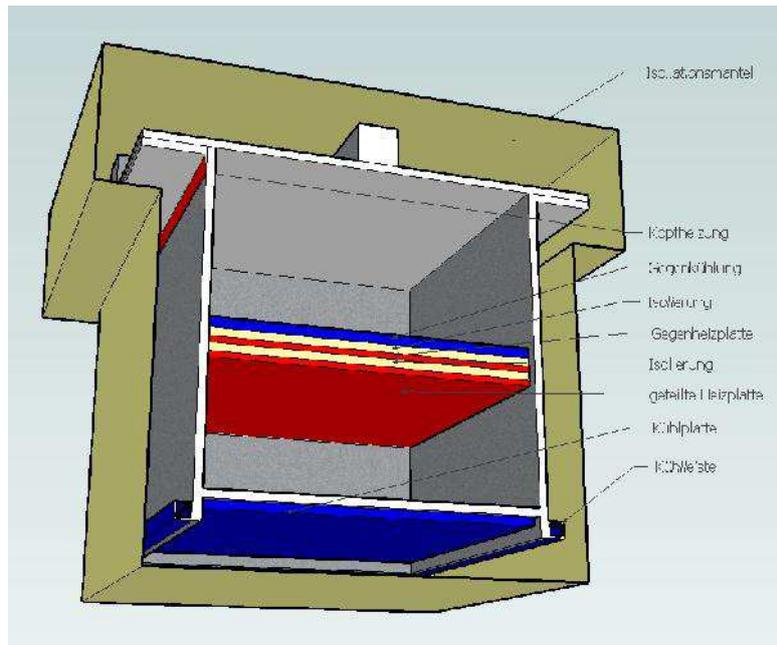


Abbildung 17: 3D-Ansicht der Ein-Platten-Messapparatur mit Schnitt durch thermisch aktive Bauteile

Ziel des zu entwickelnden Messverfahrens sollte es sein, die Wärmeleitfähigkeit von Glasschaumgranulat in Abhängigkeit von Verdichtung, Belastung sowie Feuchte ermitteln zu können. Folgende Überlegungen wurden dabei berücksichtigt:

Die bislang nach Norm bei Messungen vorgeschriebene Temperaturdifferenz von 10 K zwischen Warm- und Kaltplatte führt bei feuchten Proben zu Feuchtetransportvorgängen und letztlich zu Feuchtigkeitsgradienten im Dämmstoff. Diese instationären Vorgänge können zu gravierenden Abweichung des Messwertes für die effektive Wärmeleitfähigkeit führen, weshalb - abweichend von der Norm die geplanten Messungen auch mit einer Temperaturdifferenz von nur 5 K gemessen werden sollten.

Grundsätzlich ist der aufzuprägende Wärmestrom durch Anlegen einer Differenztemperatur bei der Messung immer in Richtung des Wärmestromes im Einsatzfall zu richten, weil der

Konvektionseinfluss bei der effektiven Wärmeleitfähigkeit poröser Proben bzw. Schüttungen richtungsabhängig ausfällt.

Beim Einsatz im Gründungsbereich von Gebäuden ist demnach die Warmplatte oben und entsprechend die Kaltplatte unten einzubauen. Die Messwerte gelten folglich nicht für vertikale Anordnungen (Wanddämmung) bzw. Deckendämmungen und müssen mit dieser Einschränkung angegeben werden.

Apparativ stellt sich das Problem, dass die normalerweise eingesetzten Plattenapparaturen nicht für derart hohe Druckkräfte gebaut sind und bei der Belastung zerstört würden. Zumindest die unten angeordnete Kaltplatte musste ja bereits während der Lastaufbringung im Trog verbleiben. Eine weitere Schwierigkeit ergibt sich aus der großen Schütthöhe von 28 cm bis 50 cm, weil die handelsüblichen Plattengeräte aufgrund des Randeinflusses (horizontaler Wärmeströme) nicht für derart hohe Schichtdicken geeignet sind. Bei einer Messfläche von 250 mm x 250 mm ist beispielsweise ein Schutzrand von 125 mm Breite notwendig, um die Randeinflüsse bei einer Probendicke von 120 mm (max. 200 mm) zu kompensieren. Schütthöhen von 30 cm bis 50 cm sind damit nicht mehr zulässig.

Ein technischer Lösungsvorschlag für die neue Messanordnung, welche im Rahmen des FFG-Projekts „Glasschaumgranulat“ entwickelt und umgesetzt wurde, ist in *Abbildung 18* gezeigt.



Abbildung 18: Ein-Platten-Messapparatur, Vakuumpfung

Es handelt sich dabei um einen Stahltrug mit den Abmessungen 800 x 800 x 800 mm³. Die Stahlwandung des Troges wird mit einer Temperaturdifferenz von Warmplatten- bis Kaltplattentemperatur beaufschlagt, womit man einen annähernd linearen Temperaturgradienten

erzeugt und in weiterer Folge praktisch eine quasi adiabate Berandung erreicht. Der Boden des Troges soll dabei auf Kaltplattentemperatur möglichst gleichmäßig stationär gekühlt werden.

Die Heizplatte ist wie bei den standardisierten Plattengeräten mit einem Schutzrand zu versehen, allerdings wird dieser thermisch an die Trogwand angekoppelt. Die Messfläche der Heizplatte wird dann dieser Temperatur nachgeregelt, rückseitig wird entsprechend gegengeheizt, um eine quasi adiabate Randbedingung zu erreichen.

Abbildung 19 zeigt die numerische Simulation, welche für diese Variante als Voruntersuchung durchgeführt wurde. Aufgrund der Inhomogenität der Trogwand, welche durch die mechanische Versteifung mittels außen angebrachten Quadratrohren verursacht wird, würde der Isothermenverlauf im Randbereich gestört werden. Zur Vermeidung von Messfehlern werden die Quadratrohre daher nur zur Versteifung der Trogwände während des Verdichtungsvorganges angebracht, bei der eigentlichen thermischen Messung dann aber entfernt.

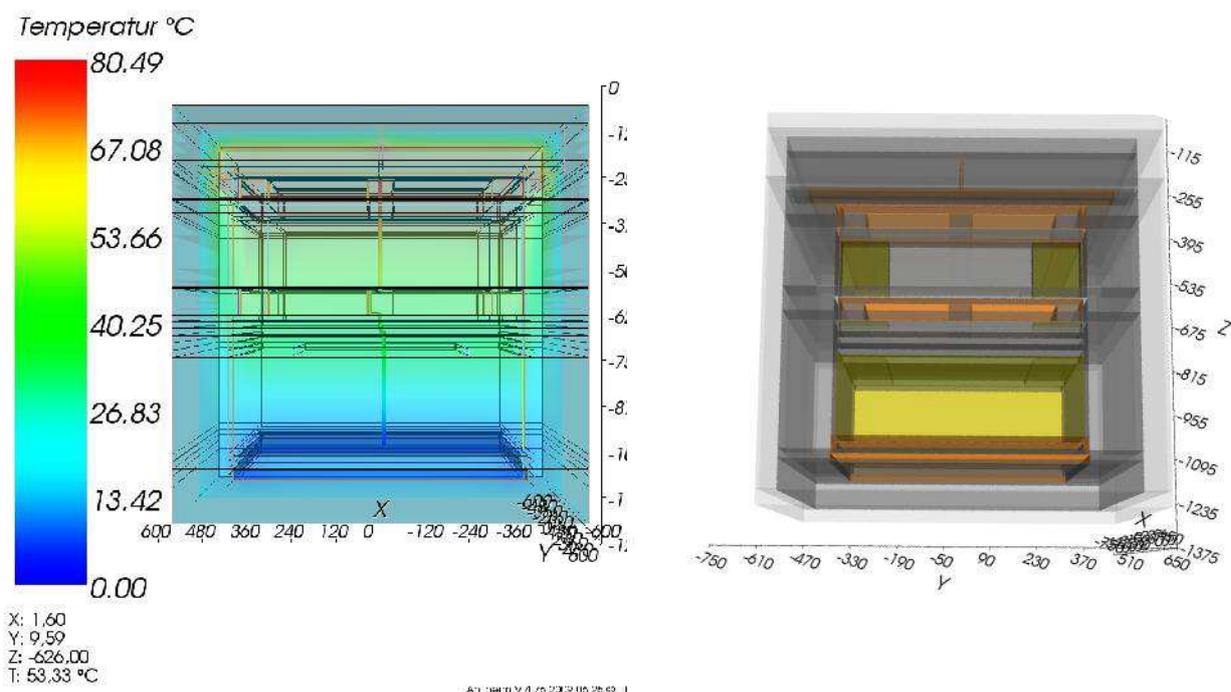


Abbildung 19: 3D-Fehlfarbenbild der Ein-Platten-Messapparatur, Berechnung mit Antherm

Der apparative und regelungstechnische Aufwand hierfür ist hoch und muss speziell für diesen Versuchsaufbau entwickelt, geplant und angefertigt werden. Ein weiteres Problem bei der Messung derart hoher Schichtdicken ist die jeweilige Messdauer. Diese wächst mit der Probendicke an und beträgt bei Proben von 10 cm bis 15 cm Dicke bereits schon etwa ein bis zwei Tage. Unter Berücksichtigung der Regelung stellte sich der stationäre Zustand erst nach ca. 4 bis 6 Tagen ein.

Zusätzlich zur geometrischen Problematik und der Präparation des Probenkörpers kommt der Feuchteinfluss hinzu. In *Abbildung 20 - Abbildung 21 -Abbildung 22* sind Fotos der Apparatur in gedämmtem Zustand zu sehen.



Abbildung 20: Fotos der Apparatur in gedämmtem Zustand

Der Prüfling wird im unteren Bereich wie in **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.** gezeigt nach Verdichtung vermessen.

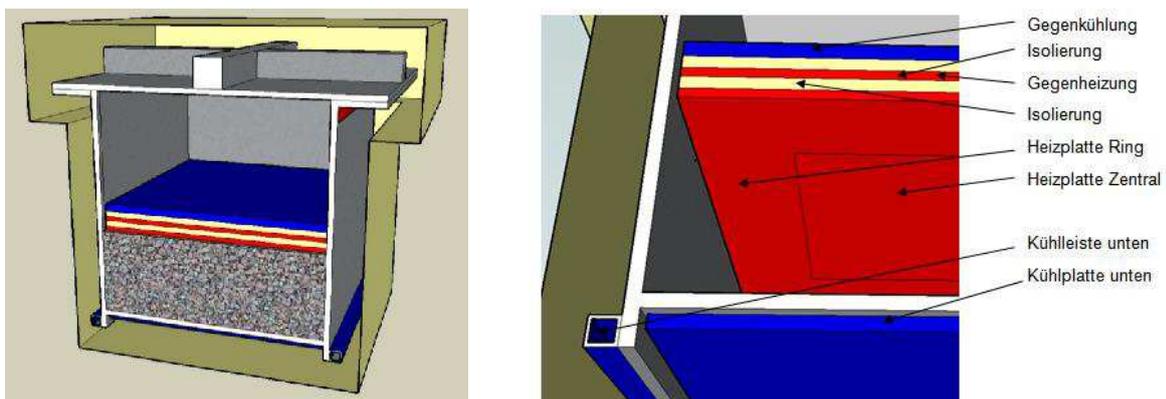


Abbildung 21: Schnitt der Prüfapparatur mit Schüttung (links) und Aufbau Heizung-Gegenheizung-Gegenkühlung (rechts)

Zur Messung wird mithilfe der Heizplatte zentral (siehe *Abbildung 21*, rechts) ein Wärmestrom in die Probe eingeleitet, der Heizring und die darüber liegende Gegenheizung werden mit Hilfe von Thermokettenabgleich dem zentralen Teil der Heizplatte derart nachgeregelt, dass sich zwischen Heizring und Gegenheizung kein Temperaturgradient mehr ergibt und entsprechend der gesamte

Wärmestrom den Weg über die Probe nimmt. Zusätzlich wird durch die in *Abbildung 21* dargestellte Kopfheizung ein Gradient entlang der Behälterwand aufgeprägt, sodass sich eine homogene Isothermschichtung in vertikaler Richtung ergibt.

Mit Hilfe von Thermoelementen wird die sich einstellende Temperaturdifferenz an der oberen und unteren Begrenzungsfläche der Schüttung ermittelt. Diese Thermoelemente sind in ein Alublech eingelassen, um sie vor Zerstörung bei der Verdichtung zu schützen.

Alle Versorgungsleitungen im Inneren werden durch die Kopfplatte zu den Mess- und Steuergeräten geführt und mit Hilfe der Software LabView ausgewertet und geregelt.

Erweiterung der 1-Platten-Apparatur - Dreheinrichtung

Um den Anteil der Konvektion an der effektiven Wärmeleitfähigkeit und damit den Einfluss der Richtung des Wärmestroms untersuchen zu können musste die Apparatur erweitert werden. Zunächst wurde theoretisch untersucht die Kalt- und Heizplatte zu tauschen. Dies zöge jedoch den Nachteil nach sich, dass für jede Richtungsänderung eine neue Probe eingebaut werden müsste (mit der Schwierigkeit kaum identisch reproduzierbarer Einbaubedingungen) und zudem nur „oben kalt“ „unten warm“ bzw. „unten warm“ und „oben kalt“ gemessen werden könnte jedoch z.B. keine Wärmestrom in horizontaler Richtung.

Durch Drehung der Apparatur kann die Probe in der Apparatur verbleiben und damit unter identischen Einbauzuständen untersucht werden. Dies bietet zudem den Vorteil (nahezu) beliebige Winkel einstellen zu können. Demgegenüber steht der Aufwand einer mechanisch anspruchsvollen Konstruktion (der Stahltrog wiegt rund 1 Tonne). Zudem muss der Probeneinbau derart erfolgen, dass die Probe (und alle weiteren Einbauten wie Heizplatte, Gegenheizplatte und Gegenkühlplatte und Sensoren) fixiert sind. Dies erforderte weitere Eingriffe in den bestehenden Aufbau.

Die Dreheinrichtung wurde geplant und berechnet und anschließend ausgeführt, siehe Fotos. Um die Drehung zu ermöglichen mussten zudem alle Sensorkabel ausgetauscht bzw. verlängert werden und die hydraulischen Anschlüsse erneuert bzw. verlängert werden. Dadurch wurde eine erneute Kalibrierung notwendig.



Abbildung 22: Erweiterung der Ein-Plattenapparatur – Dreheinrichtung

Inbetriebnahme und Kalibrierung der 1-Platten-Apparatur

Die Abfolge eines Versuchs zur Messung der Wärmeleitfähigkeit von Glasschaumgranulat kann wie folgt beschrieben werden:

- Vorkonditionierung der Probe (Trocknung bzw. Einstellen der definierten Ausgleichsfeuchte)
- Einfüllen von Glasschaumgranulat in den Stahltrog
- Verdichten des Materials (mittels Hydropulsmaschine bzw. Rüttler)
- Durchführung der Messungen bei unterschiedlichen Temperaturen und optional Temperaturdifferenzen
- Drehung der Apparatur, Wiederholung der Messungen
- Auswertung

Aufgrund der hohen thermischen Trägheit der Messapparatur und der komplexen Regelung ergibt sich für die gesamte Apparatur eine recht lange Zeitkonstante, d.h. der stationäre Zustand wird erst nach ca. 4 bis 6 Tagen erreicht. Somit kann etwa ein Messpunkt pro Woche erzielt werden.

Erste Messergebnisse sehen erfolgsversprechend aus, vgl. *Abbildung 23*. Eine erste qualitative Aussage zur Konvektion können bereits getroffen werden. Weitere quantitative Ergebnisse können nach den ersten vollständigen Messreihen getroffen werden, welche in den nächsten Wochen verfügbar sein werden.

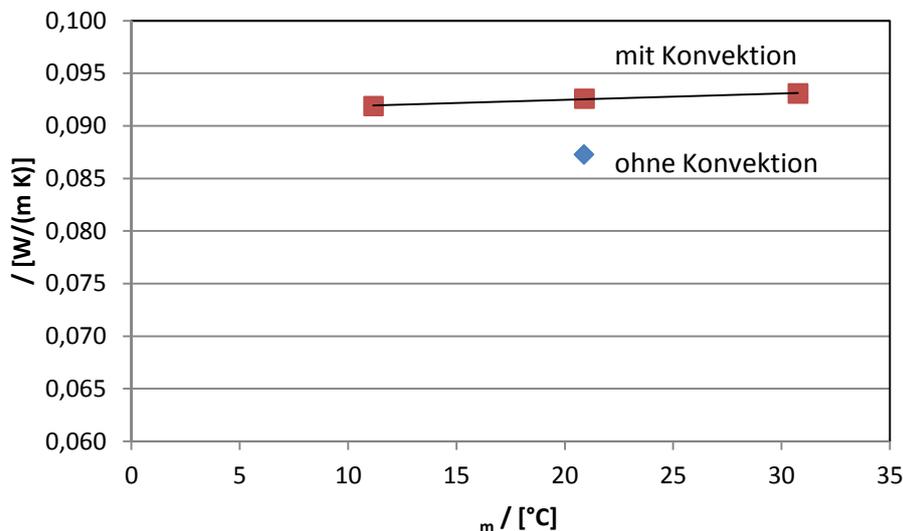


Abbildung 23: Effektive Wärmeleitfähigkeit von verdichteter Glasschaumgranulatschüttung (30 cm lose Schüttung verdichtet auf 23.5 cm) bei 5 K Temperaturdifferenz als Funktion der Probenmitteltemperatur ohne (0°) und mit (180 °) Konvektion.

Anhang: Messwerte und Simulationsergebnisse

Tabelle 4: Messwerte für Schüttung g1

Messung	Drehung	h [m]	T _m [°C]	T [K]	Nu· [W/(m K)]
1	0°	0.25	24.48	10.91	0.0907
2	0°	0.25	19.62	10.8	0.0899
3	0°	0.25	14.78	10.71	0.0890
4	0°	0.25	13.46	8.62	0.0881
5	0°	0.25	11.07	5.09	0.0889
6	0°	0.25	11.07	5.09	0.0889
7	0°	0.25	15.93	5.13	0.0907
8	0°	0.25	20.8	5.16	0.0918
9	0°	0.25	25.66	5.2	0.0930
10	0°	0.25	30.53	5.22	0.0938
11	0°	0.25	35.19	5.19	0.0938
12	0°	0.25	24.53	10.82	0.0926
13	0°	0.25	24.53	10.85	0.0921
14	0°	0.25	35.21	5.17	0.0941
15	0°	0.25	30.36	5.18	0.0941
16	0°	0.25	25.69	5.19	0.0930
17	0°	0.3	30.83	6.03	0.0960
18	0°	0.3	21.29	6.11	0.0933
19	0°	0.3	11.61	6.01	0.0919
20	0°	0.27	11.42	5.62	0.0904
21	0°	0.27	21.16	5.69	0.0929
22	0°	0.27	30.65	5.74	0.0948
23	0°	0.235	15.47	9.39	0.0884
24	0°	0.235	20.25	9.5	0.0895
25	0°	0.235	25.13	9.62	0.0898
26	0°	0.235	15.14	10.62	0.0851
27	0°	0.235	20.02	10.77	0.0861
28	0°	0.235	24.93	10.91	0.0867
29	0°	0.235	30.69	5.36	0.0873
30	0°	0.235	21.02	5.2	0.0861
31	0°	0.235	11.27	5.07	0.0849
32	0°	0.235	17.61	14.55	0.0852
33	180°	0.235	17.77	14.75	0.0904
34	180°	0.235	11.26	5.05	0.0882
35	180°	0.235	21.09	5.24	0.0888
36	180°	0.235	30.8	5.41	0.0913
37	180°	0.235	13.73	14.6	0.0900
38	180°	0.235	11.18	5.07	0.0887
39	180°	0.235	20.99	5.25	0.0895
40	180°	0.235	30.72	5.43	0.0895

Tabelle 5: Messwerte und Simulationsergebnisse (sim.) für Schüttung g2

Messung	Drehung	h [m]	T _m [°C]	T [K]	Nu· [W/(m K)]	Nu· (sim.) [W/(m K)]
1	0°	0.3	15.48	11.87	0.0979	-
2	0°	0.3	20.44	12.05	0.0993	-
3	0°	0.3	25.45	12.17	0.1003	-
4	180°	0.3	30.77	5.81	0.1372	0.1820
5	180°	0.3	21.13	5.67	0.1364	0.1836
6	180°	0.3	11.32	5.46	0.14	0.1826
7	180°	0.3	20.07	11.23	0.2886	0.2704
8	180°	0.3	15.12	11	0.3019	0.2697
9	180°	0.3	13.72	14.44	0.3653	0.3238
10	180°	0.3	17.7	14.67	0.3627	0.3242
11	180°	0.3	21.1	5.65	0.1523	0.1826
12	180°	0.3	20.04	11.24	0.3004	0.2706
13	180°	0.3	13.65	14.38	0.3904	0.3230
14	0°	0.26	19.9	10.64	0.0997	-
15	0°	0.26	15.03	10.52	0.0984	-
16	0°	0.26	24.77	10.82	0.1005	-
17	180°	0.26	24.95	11.21	0.1207	0.1636
18	180°	0.26	20.06	11.05	0.1224	-
19	180°	0.26	15.06	10.71	0.1234	-
20	180°	0.26	17.22	14.64	0.1511	0.1640