

JAERI-M

85-150

コンクリート中の水分の移動に関する考察

1985年10月

椎名 保顕

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。

入手の問合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319 11 茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費領布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division Department of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokaimura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319 11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1985

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 日青工業株式会社

コンクリート中の水分の移動に関する考察

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

椎名 保顕

(1985年9月10日受理)

表面が加熱されたコンクリート中の水分移動問題を蒸発及び、凝縮を考慮して取り扱った。コンクリートに含まれる流体としては水、水蒸気の他に非凝縮気体(空気)の存在も考慮して解析を行った。

系を記述する偏微分方程式は複雑で取り扱いが困難である。そこで、気液界面温度があまり高くない場合に限定して、相似解を用いて、常微分方程式に変換し解を求めた。境界条件としては浸透壁及び非浸透壁の場合を取り扱った。

On moisture migration in a heated concrete

Yasuaki SHIINA

Department of High Temperature Engineering
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received September 10, 1985)

Transient moisture migration in a slab of porous concrete being heated at one surface was analyzed with consideration of evaporation and condensation effects. Analysis was made in the existence of non-condensable fluid (air). Since partial differential equations which describe the total system are very complicated, the existence of similar solution is assumed under the condition of low dry-wet interface temperature. Then, partial differential equations were transformed into ordinary differential equations. Solutions were obtained for two boundary conditions of a permeable outer surface and a impermeable outer surface.

Keywords: VHTR, PCRV, Moisture Migration, Concrete Slab, Porous Media, Liquid-vapor Interface, Stephan Problem

目 次

1. ま え が き	1
2. コンクリートの特性	1
2.1 水分放出特性	1
2.2 水分放出に関与する物性	2
3. 多孔質物質の乾燥に関する研究	3
4. コンクリート中の水分の蒸発の解析	4
4.1 序 論	4
4.2 数学モデル	5
4.2.1 基礎方程式	5
4.2.2 境界条件	9
4.3 解 法	9
4.4 結果と考察	10
4.4.1 浸透壁に対する解	10
4.4.2 非浸透壁に対する解	12
4.5 結 論	12
謝 辞	12
参 考 文 献	13

Contents

1. Introduction	1
2. Properties of Concrete	1
2.1. Water Release Characteristics and Change in Properties	1
2.2. Properties related to water release	2
3. Previous Studies on Drying of Porous Media	3
4. Analysis on Water Evolution from Concrete	4
4.1. Introduction	4
4.2. Mathematical Model	5
4.2.1. Basic Equations	5
4.2.2. Boundary Conditions	9
4.3. Solution Method	9
4.4. Results and Discussion	10
4.4.1. Solutions for Permeable Surface	10
4.4.2. Solutions for Non-Permeable Surface	12
4.5. Conclusions	12
Acknowledgment	12
References	13

1. まえがき

現在我が国で開発が行われている多目的高温ガス炉の炉心は圧力容器の中に置かれるように設計されている。一方、米国で開発が行われている高温ガス炉では、炉心及び蒸気発生器などはすべて PRCV (Prestressed Concrete Reactor Vessel) の中に据え付けられている。圧力容器を用いる場合には、主として耐圧力の点から上限温度が設定されるが PRCV の場合にはコンクリート中の水分放出が安全性を規定する。すなわち、コンクリート中の水分がライナー破断時に炉心に流入し、黒鉛と反応して 2 次気体を発生して、圧力が上昇することにより格納容器の破壊に至る事故が最も厳しい事故であると考えられる。もちろんこれは仮想事故であるが、コンクリート中の水分移動がガス炉の安全性と密接なかわりを持つ。本報告は筆者が米国 BNL (Brookhaven National Laboratory) 留学中に行ったコンクリート中の水分移動に関する解析をまとめたものである。

2. コンクリートの特性

2.1. 水分放出特性⁽¹⁾⁽¹³⁾

一般にコンクリートは骨材、砂、セメント及び水が結合して生成されたものである。セメントに水が加えられると水酸化物が生成され、それが固い岩石状構造となす。加えられた水は主としてこのときに消費される。骨材、砂、セメントに水が混合されると、最初、砂と骨材のゲル状物質がシリカとカルシウムの水酸化物を生成し、繊維状、又は板状の Ca OH の結晶が現われる。繊維状物質は内部でメッシュを構成し、Ca OH と層を成して、固い結晶質構造を形成する。内部の空洞寸法は室温で 0.1 ~ 20 ミクロン程度である。

コンクリート中の水分は化学的に結合されたものと、物理的に捕促されたものとに分けられる。後者には毛細管力により捕促された水、自由に移動可能な水、および吸着された水が含まれる。

セメントに対して最初加えられた水の比率が 0.4 を超えると、自由に移動可能な水と毛細管力により捕促された水は空洞部分にも存在すると考えられるが、0.4 より小さい場合には全体として水が不足し、水と化合しないセメントが存在すると考えられる。

コンクリートからの水分放出の温度依存性は、捕促された水分の状態 (物理的又は化学的) により異なる。低い温度での水分放出は非常に遅い。特に 100 °C 以下ではほとんど無視できる。しかし、100 °C を超えると毛細管力で捕促された水分が蒸発を始める。吸着された水分の放出は広い温度範囲で生じるが、物理的に捕促された水は 300 °C ですべて放出される。この温度ではコンクリートの微細構造に変化は生じるが、空洞の分布などには影響を与えない。

更に昇温すると 500 °C と 600 °C の間で水酸カルシウム $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が CaO に分解し、水 (化学的に結合された) を放出する。これにより 40% 程度の体積減少が生じ、ポロシティ (空げき度) が激増すると考えられる。この温度では骨材は変化しないが、間を埋める粒子の粘着力が減少す

1. まえがき

現在我が国で開発が行われている多目的高温ガス炉の炉心は圧力容器の中に置かれるように設計されている。一方、米国で開発が行われている高温ガス炉では、炉心及び蒸気発生器などはすべて PRCV (Prestressed Concrete Reactor Vessel) の中に据え付けられている。圧力容器を用いる場合には、主として耐圧力の点から上限温度が設定されるが PRCV の場合にはコンクリート中の水分放出が安全性を規定する。すなわち、コンクリート中の水分がライナー破断時に炉心に流入し、黒鉛と反応して 2 次気体を発生して、圧力が上昇することにより格納容器の破壊に至る事故が最も厳しい事故であると考えられる。もちろんこれは仮想事故であるが、コンクリート中の水分移動がガス炉の安全性と密接なかわりを持つ。本報告は筆者が米国 BNL (Brookhaven National Laboratory) 留学中に行ったコンクリート中の水分移動に関する解析をまとめたものである。

2. コンクリートの特性

2.1. 水分放出特性⁽¹⁾⁽¹³⁾

一般にコンクリートは骨材、砂、セメント及び水が結合して生成されたものである。セメントに水が加えられると水酸化物が生成され、それが固い岩石状構造となす。加えられた水は主としてこのときに消費される。骨材、砂、セメントに水が混合されると、最初、砂と骨材のゲル状物質がシリカとカルシウムの水酸化物を生成し、繊維状、又は板状の Ca OH の結晶が現われる。繊維状物質は内部でメッシュを構成し、Ca OH と層を成して、固い結晶質構造を形成する。内部の空洞寸法は室温で 0.1 ~ 20 ミクロン程度である。

コンクリート中の水分は化学的に結合されたものと、物理的に捕捉されたものとに分けられる。後者には毛細管力により捕捉された水、自由に移動可能な水、および吸着された水が含まれる。

セメントに対して最初加えられた水の比率が 0.4 を超えると、自由に移動可能な水と毛細管力により捕捉された水は空洞部分にも存在すると考えられるが、0.4 より小さい場合には全体として水が不足し、水と化合しないセメントが存在すると考えられる。

コンクリートからの水分放出の温度依存性は、捕捉された水分の状態(物理的又は化学的)により異なる。低い温度での水分放出は非常に遅い。特に 100 °C 以下ではほとんど無視できる。しかし、100 °C を超えると毛細管力で捕捉された水分が蒸発を始める。吸着された水分の放出は広い温度範囲で生じるが、物理的に捕捉された水は 300 °C ですべて放出される。この温度ではコンクリートの微細構造に変化は生じるが、空洞の分布などには影響を与えない。

更に昇温すると 500 °C と 600 °C の間で水酸カルシウム $\text{Ca}(\text{OH})_2$ が CaO に分解し、水(化学的に結合された)を放出する。これにより 40% 程度の体積減少が生じ、ポロシティ(空げき度)が激増すると考えられる。この温度では骨材は変化しないが、間を埋める粒子の粘着力が減少す

る。

900℃になるとコンクリートは非常にもろく、砕けやすくなる。カルシウムとシリカの水酸化物が分解して900℃においてほぼ完全に水が放出される。800℃以下では、コンクリートの変化は骨材の変化によるものではなく、基本的にはセメントと水の化合物が変化するために生じたものである。

2.2 水分放出に関与する物性

PCR Vを用いた高温ガス炉の事故時に、ライナー冷却水の流れが止まると炉心温度は上昇し、ライナー破断が生じる可能性がある。その場合、炉心に流入する水分量は主として次の3つの要素に依存する。

- i) 水分含有量
- ii) 浸透度
- iii) 空げき率

上記の3つの要素は相互に独立ではなく、空げき率が大きい場合には通常浸透度が大きい。また、空げき率が大きければ、空間に水分を多量に保持できる可能性が増すので、通常、水分含有量は大きい。しかし、水分含有量が増せば、空洞部が減少し、気体に対する浸透度は減少する。

コンクリート中の水分はコンクリートの成分により異なる。Table 1にコンクリート成分と水分量の測定値を示す。⁽¹⁷⁾ すなわち1 m³当たりの水分量は表から137～187kgである。他の測定結果も合わせるとコンクリート中の水分量は100～200 kg/m³程度となる。

コンクリート中の水分移動を規定する量として、ポロシティと浸透度(permeability)がある。浸透度はDarcyの法則により次のように定義される。

$$U = - \left(\frac{K}{\mu} \right) \frac{\partial p}{\partial x}$$

ここでKは浸透度、 μ は流体の粘度、pは圧力である。上式ではKしかあらわれてこないが、推測されるように、空げき率大でK大、空げき率小でK小となり、Kは空げき率の関数となる。

Fig. 1に石灰岩コンクリートの場合の温度と浸透度の関係を示す⁽¹⁷⁾ μ は水蒸気の値を用いた。図から明らかなように K/μ は温度上昇に従って指数関数的に増加することが分かる。Kの値はそれぞれのコンクリートにより異なる。各研究者により用いられている代表的な値はTable 2に示されるように (K/μ) gで $1.6 \times 10^{-6} \sim 6.4 \times 10^{-6}$ (m²/atm. s)程度である。

空げき率の値もコンクリートにより異なる。代表的な値はTable 2に示すように0.21～0.32程度である。

その他コンクリートの水分放出に影響を与える諸物性をTable 2に示した。

3. 多孔質物質の乾燥に関する研究

コンクリートの乾燥は前述のとおり大気圧では100℃を超えないとほとんど生じないことから、通常、沸点以上の温度に加熱した場合のみ考慮される。従って、問題は乾燥領域 (dry region) と水分を含んだ領域 (wet region) の間の蒸発界面がどのように移動するかを解く Stefan 問題となる。

界面移動の問題は通常、境界条件が非線型で取り扱いが複雑である。固体溶融や水の生成などのように融点 (凝固点) が圧力によらず一定で、単純な境界条件の下では、比較的容易に取り扱うことができ、⁽²⁾ それから派生して少し複雑な境界条件に対しても研究で行われてきた。⁽³⁾⁽⁴⁾⁽⁵⁾

一方、多孔質物質中の液体 (通常水) の蒸発の問題は気体と液体の問題を扱うという点で本質的に異なる。それは熱力学における Clapeyron-Clausius の式が適用されるように、気-液の平衡状態における圧力は温度と相関関係にある。すなわち、沸点は界面の圧力により変化することになる。(コンクリートの場合には浸透度が小さく、気体の流れが非常に遅いので、wet region では、水蒸気と水は常に平衡状態にあるものとして良い。従って蒸発界面にもこの考え方は適用される)

多孔質中の水分の蒸発を扱った初期の研究では気体の移動を濃度差による拡散問題として取り扱っている。この理論では水の移動も“濃度差”により生じることになるが、実際には水は“少ない”領域から“多い”領域へと移動する。温度の低い条件での“拡散理論”の適用は実験と比較的良好一致を示す⁽⁷⁾ しかし、拡散係数を求めて温度に対して図示すると非常に大きい温度依存性を示す。その理由は、物質移動の主な原動力が圧力によるもので、その点の圧力は温度により大きく変化するためであることが明らかにされた。

多孔質に水分が満ちた場合、蒸発過程が進むと多孔質表面に狭い乾燥領域が形成される。この状態では水分で満たされた領域はまだ互いにつながっており、この状態を“funicular state”と呼ぶ、更に乾燥してくると水分で満たされた部分は互いに分断され、孤立した島のような状態となる。これは“pendular state”と呼ばれる。

Harmathy⁽¹⁸⁾ は pendular 状態の粘土の乾燥を取り扱い Huang⁽¹⁹⁾ は“funicular”と“pendular”状態のコンクリートの乾燥について取り扱った。彼らは蒸気の圧力に対し、表面張力の項を付け加えている。

この問題の解法は非常に複雑で解法としては、すべての偏微分方程式系をコンピューターを用いて解く方法と、なんらかの仮定を導入して近似解を解析的に解く方法に分けることができる。もちろん、複雑な境界条件に対してはコンピューターを用いて直接数値積分を行わなければならない。しかし、幾つかの仮定を用いて解析的に解く試みも行われている。

Gupta⁽⁶⁾ は dry region では水蒸気のみ、また、wet region では水と水蒸気のみが存在し、加熱面温度があまり高くないという条件で、近似解法を展開している。すなわち、蒸発界面温度一定とすると、dry region の温度分布は誤差関数を用いて解くことができ、wet region の温度分布を local potential を用いて近似的に求めた。後に Cho⁽⁷⁾ は wet region でも厳密解が

求められることを示している。

但し、Gupta⁽⁶⁾の取り扱いでは、圧力による物質移動及び凝縮による熱伝達の考慮はなされていない。

Crossら⁽⁹⁾はdry regionは水蒸気のみ、wet regionは水分のみとして界面温度一定の条件で多孔質物質内の圧力分布を求めた。従って、水蒸気はdry regionのみに流出する。Cross⁽⁹⁾はDarcyの法則を用いているが、凝縮による熱伝達は考慮していない。また、上記の両者の取り扱いではdry regionとwet regionの熱伝導率は等しいとして解析している。実際にはコンクリートの場合熱伝導率はdry regionとwet regionでは約3倍程異なる。しかし、解析的に解を求める場合には異なる値を用いることはできない。

以上の解析はいずれも単純な条件の下でのみ行われている。上記仮定に、i) dry, wet regionでの物性値の違い、ii) 蒸発・凝縮による熱伝達、iii) 非凝縮ガス（主として空気）のうち1つでも加わると解析的に解くことは不可能である。

Dayan⁽¹⁶⁾はi) ii)を加えてiii)は無視し、数値解法により、問題を取り扱った。

筆者はi), ii), iii)を考慮した解析を行った。次節でそれについて述べる。

4. コンクリート中の水分の蒸発の解析

4.1 序 論

HTGRの炉心過熱事故(Unrestricted Core Heatup Accident; UCHA)において、PCRVは非定常の厳しい温度条件にさらされ、コンクリートから炉心内への大量の水分流入も想定される。この水蒸気流入は事故後5~10日で格納容器の破壊を引き起こす第1の原因となるものである。従って、コンクリート中の気液界面の移動問題は原子力分野においても極めて重要である。

この問題に対する初期のアプローチでは、コンクリート中の水分移動問題は拡散問題として取り扱われていた。しかし、前節で述べたように後になって、多孔質物質が高温にさらされている場合には、水分の移動は圧力により駆動されていることが明らかとなってきた。Gupta⁽⁶⁾はこの問題を熔融金属の凝固問題と同様に相似解を用いて解析し、Cho⁽⁷⁾は解析解を得ている。しかし、彼らの解析には蒸発に基づく圧力の影響が考慮されていない。RubinとSchweitzer⁽⁸⁾は圧力による効果を考慮に入れて定常解を求めた。

Crossら⁽⁹⁾及びGibsonら⁽¹⁰⁾はエネルギー方程式の拡散項と対流項を無視して多孔質物質中に生じる最高圧力を求めた。SaitoとSeki⁽¹¹⁾又、Morrison⁽¹²⁾ Gluekler⁽¹³⁾ SahotaとPagni⁽¹⁴⁾は物質拡散項を無視して方程式を数値的に解いた。また、DayanとGluekler⁽¹⁵⁾は拡散の項を加えて壁温が時間的に変化する場合について数値解を求めた。またDayan⁽¹⁶⁾は相似解法を用いて半無限体物質中の水分移動について多孔質物質中の非凝縮気体を無視して解いた。

本解析では、従来の相似解法(6, 7, 9, 16)を発展させ、水の蒸発凝縮に基づく熱伝達を考慮し、非凝縮気体(一般的には空気)を含め、加熱面で圧力=大気圧及び加熱面で、 $\partial p / \partial x = 0$ の境界条件の下に解析を行った。後者の境界条件はライナー破壊に先立つHTGRのUCHA条

求められることを示している。

但し, Gupta⁽⁶⁾の取り扱いでは, 圧力による物質移動及び凝縮による熱伝達の考慮はなされていない。

Crossら⁽⁹⁾はdry regionは水蒸気のみ, wet regionは水分のみとして界面温度一定の条件で多孔質物質内の圧力分布を求めた。従って, 水蒸気はdry regionのみに流出する。Cross⁽⁹⁾はDarcyの法則を用いているが, 凝縮による熱伝達は考慮していない。また, 上記の両者の取り扱いではdry regionとwet regionの熱伝導率は等しいとして解析している。実際にはコンクリートの場合熱伝導率はdry regionとwet regionでは約3倍程異なる。しかし, 解析的に解を求める場合には異なる値を用いることはできない。

以上の解析はいずれも単純な条件の下でのみ行われている。上記仮定に, i) dry, wet regionでの物性値の違い, ii) 蒸発・凝縮による熱伝達, iii) 非凝縮ガス(主として空気)のうち1つでも加わると解析的に解くことは不可能である。

Dayan⁽¹⁶⁾はi) ii)を加えてiii)は無視し, 数値解法により, 問題を取り扱った。

筆者はi), ii), iii)を考慮した解析を行った。次節でそれについて述べる。

4. コンクリート中の水分の蒸発の解析

4.1 序 論

HTGRの炉心過熱事故(Unrestricted Core Heatup Accident; UCHA)において, PCRVは非定常の厳しい温度条件にさらされ, コンクリートから炉心内への大量の水分流入も想定される。この水蒸気流入は事故後5~10日で格納容器の破壊を引き起こす第1の原因となるものである。従って, コンクリート中の気液界面の移動問題は原子力分野においても極めて重要である。

この問題に対する初期のアプローチでは, コンクリート中の水分移動問題は拡散問題として取り扱われていた。しかし, 前節で述べたように後になって, 多孔質物質が高温にさらされている場合には, 水分の移動は圧力により駆動されていることが明らかとなってきた。Gupta⁽⁶⁾はこの問題を熔融金属の凝固問題と同様に相似解を用いて解析し, Cho⁽⁷⁾は解析解を得ている。しかし, 彼らの解析には蒸発に基づく圧力の影響が考慮されていない。RubinとSchweitzer⁽⁸⁾は圧力による効果を考慮に入れて定常解を求めた。

Crossら⁽⁹⁾及びGibsonら⁽¹⁰⁾はエネルギー方程式の拡散項と対流項を無視して多孔質物質中に生じる最高圧力を求めた。SaitoとSeki⁽¹¹⁾又, Morrison⁽¹²⁾ Gluekler⁽¹³⁾ SahotaとPagni⁽¹⁴⁾は物質拡散項を無視して方程式を数値的に解いた。また, DayanとGluekler⁽¹⁵⁾は拡散の項を加えて壁温が時間的に変化する場合について数値解を求めた。またDayan⁽¹⁶⁾は相似解法を用いて半無限体物質中の水分移動について多孔質物質中の非凝縮気体を無視して解いた。

本解析では, 従来の相似解法(6, 7, 9, 16)を発展させ, 水の蒸発凝縮に基づく熱伝達を考慮し, 非凝縮気体(一般的には空気)を含め, 加熱面で圧力=大気圧及び加熱面で, $\partial p / \partial x = 0$ の境界条件の下に解析を行った。後者の境界条件はライナー破壊に先立つHTGRのUCHA条

件下では重要である。

多孔質物質は乾燥領域 (dry region) と水分を含んだ領域 (wet region) に分けられ、その境界は移動する蒸発界面を形成する。wet region で生じる凝縮熱伝達は蒸発界面移動の解析にとって重要な役割を果たす。非凝縮気体を考慮して多孔質物質中の水分移動の解析を行うことは非常に複雑であり、幾つかの仮定を用いて現象を記述することのできる簡略化が必要となっている。

そのため、相似変換を行って偏微分方程式を常微分方程式に変換した。また、コンクリートの表面温度が 100 °C より大幅に高い場合には蒸気の移動は主としてはコンクリート内の圧力によって生じると仮定することができる。従って本解析では拡散は無視されている。

前述したように、Gupta⁽⁶⁾ Cho⁽⁷⁾ や Cross と Gibson⁽⁸⁾ は、相似解を用いた解析を行ったが、Darcy 力や凝縮による熱伝達を無視している。本解析は彼らの解析を発展させたものである。

初期の水分含有量、空げき率、浸透度の影響を明らかにするためパラメータサーベイを行った。

4.2 数学モデル

4.2.1 基礎方程式

Fig. 2 に解析モデルを示す。考慮した流体は水、水蒸気及び空気である。コンクリートの浸透度は小さいので熱・物質移動が考慮される領域は初期の時間では加熱表面近くの領域に限定される。従って、物質は半無限体物質と考えられる。本解析モデルは次に述べる仮定に基づいている。

- (1) コンクリートは半無限媒質として取り扱う。
- (2) 加熱表面ではステップ状に温度を加える。
- (3) エネルギー式中の空気の対流項は無視する。
- (4) コンクリートと水および水蒸気は常に等しい温度を保っている。
- (5) 拡散による水及び水蒸気への駆動力は、圧力による駆動力に比べて小さいので無視する。
- (6) コンクリートの物性値は温度によらず一定である。
- (7) 空気、及び水蒸気は理想気体として取り扱う。
- (8) Wet region では水と水蒸気は熱力学的平衡状態を保つ。

dry region と wet region の基礎方程式は以下ようになる。

dry region

$$\varepsilon \frac{\partial \rho_a}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (u_g \rho_a) = 0 \quad (1)$$

$$\varepsilon \frac{\partial \rho_v}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x} (u_g \rho_v) = 0 \quad (2)$$

$$(1-\varepsilon) \rho_c \frac{\partial e_c}{\partial t} + \varepsilon \left\{ \frac{\partial (\rho_a e_a)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho_v e_v)}{\partial t} \right\} + \frac{\partial}{\partial x} (u_g \rho_a h_a + u_g \rho_v h_v)$$

$$= k_1 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \tag{3}$$

wet region

$$\varepsilon \frac{\partial}{\partial t} \{ (1 - S_\ell) \rho_a \} + \frac{\partial}{\partial x} (u_g \rho_a) = 0 \tag{4}$$

$$\varepsilon \frac{\partial}{\partial t} \{ S_\ell \rho_\ell + (1 - S_\ell) \rho_v \} + \frac{\partial}{\partial x} (u_\ell \rho_\ell + u_g \rho_v) = 0 \tag{5}$$

$$(1 - \varepsilon) \rho_c \frac{\partial e_c}{\partial t} + \varepsilon \frac{\partial}{\partial t} \{ S_\ell \rho_\ell e_\ell + (1 - S_\ell) (\rho_a e_a + \rho_v e_v) \} + \frac{\partial}{\partial x} [u_\ell \rho_\ell h_\ell + u_g \rho_v h_v + u_g \rho_a h_a] = k_2 \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \tag{6}$$

気体の流速は Darcy の法則により求められる。

$$u_g = - \left(\frac{K}{\mu} \right)_g \frac{\partial p}{\partial x} \quad \dots \text{dry region} \tag{7}$$

$$u_g = - (1 - S_\ell) \left(\frac{K}{\mu} \right)_g \frac{\partial p}{\partial x} \quad \dots \text{wet region}$$

水の流速も同様にして求められる。

$$u_\ell = - \left(\frac{K}{\mu} \right)_\ell \frac{\partial p}{\partial x} \tag{8}$$

仮定(7)から

$$\begin{aligned} p_a &= \rho_a R_a T \\ p_v &= \rho_v R_v T \\ p &= p_a + p_v \end{aligned} \tag{9}$$

内部エネルギーとエンタルピーは

$$\begin{aligned} e_i &= C_{vi} (T - T_r) \\ h_i &= C_{pi} (T - T_r) \end{aligned} \quad \left. \vphantom{\begin{aligned} e_i \\ h_i \end{aligned}} \right\} i = c, a, \ell \tag{10}$$

$$h_v = e_v + \frac{p_v}{\rho}$$

蒸発潜熱 h_{fg} は $h_{fg} = h_{fg}(T_r) + C_{fg}(T - T_r)$

ここで、 C_{fg} は負の定数である。

T_r は基準温度でここでは 0°C をとった。蒸発界面のエネルギー保存及び連続の式は次のように表される。

$$\rho_\ell \varepsilon S_{\ell E} U h_{fg} = k_2 \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{2,E} - k_1 \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{1,E} + \rho_\ell u_{\ell E} h_{fg} \tag{11}$$

$$(\rho_\ell - \rho_{vE}) \varepsilon S_{\ell E} U = p_{vE} (u_{g2} - u_{g1})_E + \rho_\ell u_{\ell E} \tag{12}$$

$$\rho_{aE} \varepsilon S_{\ell E} U = \rho_{aE} (u_{g1} - u_{g2})_E \tag{13}$$

(12)と(13)式は水蒸気と空気の質量保存の式である。

多孔質表面の場合 ($p = p_0$) には圧力の最大値は蒸発界面で生ずる。従って, dry, wet 界面における気体速度は逆符号となり, (13)式から $\rho_{aE} = 0$ となる。また dry region においても $\rho_a = 0$ が得られる。

ここで相似解の存在を仮定する。相似解の存在は水の氷生成や金属の凝固問題では移動界面の温度が圧力によらず一定であるため厳密に正しい。多孔質の水分の蒸発問題ではこの仮定は厳密には正しくない。というのは蒸発界面の圧力は温度に依存し, 流体の移動量は圧力に依存するからである。また, 流体の流量は多孔質中の熱伝達を規定する。しかし, 表面温度が一定で余り高くない場合には蒸発界面の温度は近似的に一定値に保たれる。従って, 相似解を用いて近似解を求めることができる。この場合方程式は簡略化される。

以上の仮定に基づいて, 以下に示す変数を用いると(1)~(6)式の偏微分方程式は常微分方程式に変換される。

$$\eta_1 = \frac{x}{2\sqrt{\kappa_1 t}} \quad \text{dry region} \quad (14)$$

$$\eta_2 = \frac{x}{2\sqrt{\kappa_2 t}} \quad \text{wet region} \quad (15)$$

κ_1 及び κ_2 はそれぞれ乾燥コンクリート及び湿ったコンクリートの温度伝導率である。

蒸発界面の位置は

$$X = 2\lambda\sqrt{\kappa_1 t} \quad (16)$$

と表される。 λ は後に定められる定数である。

上述の変数を用い, 仮定(3)及び乾燥領域での $\rho_a = 0$ を考慮すると以下の式が得られる。

dry region

$$\frac{d}{d\eta_1} \left\{ \rho_v \frac{d\bar{P}}{d\eta_1} \right\} = -\beta_0 \eta_1 \frac{d\rho_v}{d\eta_1} \quad (0 < \eta_1 < \lambda) \quad (2)'$$

$$\frac{dT}{d\eta_1} \left[-2(1-\epsilon)\eta_1 - \frac{P_0}{\kappa_1} \left(\frac{K}{\mu} \right)_g \frac{C_{pV}}{\rho_c C_c} \rho_v \frac{dP}{d\eta_1} \right] = \frac{d^2 T}{d\eta_1^2} \quad (3)'$$

wet region

$$(\lambda\sqrt{\kappa_1/\kappa_2} < \eta_2 < \infty)$$

$$\frac{d}{d\eta_2} \left[\rho_a (1 - S_\ell) \frac{d\bar{P}}{d\eta_2} \right] = -\beta_1 \eta_2 \frac{d}{d\eta_2} \left\{ (1 - S_\ell) \rho_a \right\} \quad (4)'$$

$$\begin{aligned} \frac{d}{d\eta_2} \left[\left\{ \rho_\ell \frac{(K/\mu)_\ell}{(K/\mu)_g} + \rho_v (1 - S_\ell) \right\} \frac{d\bar{P}}{d\eta_2} \right] \\ = -\beta_1 \eta_2 \left\{ \rho_\ell \eta_\ell + \rho_v (1 - S_\ell) \right\} \quad (5) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{dT}{d\eta_2} \left[-2\eta_2 (1 - \epsilon + E_1 S_\ell) - E_2 \frac{d\bar{P}}{d\eta_2} \left\{ S_\ell + E_4 \rho_v (1 - S_\ell) \right\} \right] \\ + E_5 (T + E_3) \left\{ S_\ell \frac{d^2 \bar{P}}{d\eta_2^2} + \frac{dS_\ell}{d\eta_2} \frac{d\bar{P}}{d\eta_2} + \beta_2 \eta_2 \frac{dS_\ell}{d\eta_2} \right\} = \frac{d^2 T}{d\eta_2^2} \quad (6) \end{aligned}$$

ここで,

$$E_1 = \frac{\rho_l C_l}{\rho_c C_c} \epsilon, \quad E_2 = \frac{\rho_l C_l P_o}{\rho_c C_c \kappa_2} \left(\frac{K}{\mu}\right)_l, \quad E_3 = -T_r + \frac{h_{fg}}{C_{fg}},$$

$$E_4 = \frac{(K/\mu)_g}{(K/\mu)_l} \frac{1}{\rho_l} \frac{C_t}{C_l}, \quad E_5 = \frac{\rho_l C_l P_o}{\rho_c C_c \kappa_2} \left(\frac{K}{\mu}\right)_l \frac{C_{fg}}{c_l}$$

$$\beta_0 = \frac{2 \epsilon \kappa_1}{P_o} \left(\frac{\mu}{K}\right)_g, \quad \beta_1 = \frac{2 \epsilon \kappa_2}{P_o} \left(\frac{\mu}{K}\right)_g, \quad \beta_2 = \frac{2 \epsilon \kappa_2}{P_o} \left(\frac{\mu}{K}\right)_l, \quad \bar{P} = P/P_o$$

である。

(9)式を(2), (4), (5)式に代入し, (4), (5)式を加えると次の式が得られる。

連続の式 - dry region

$$\frac{d}{d\eta_1} \left(\frac{\bar{P}}{T} \frac{d\bar{P}}{d\eta_1} \right) = -\beta_0 \eta_1 \frac{d}{d\eta_1} \left(\frac{\bar{P}}{T} \right) \quad (0 < \eta_1 < \lambda) \quad (17)$$

連続の式 - wet region

$$\frac{d}{d\eta_2} \left\{ \frac{\bar{P}}{T} (1 - S_l) + \rho_l R_v \frac{(K/\mu)_l}{(K/\mu)_g} \frac{d\bar{P}}{d\eta_2} \right\} = -\beta_1 \eta_2 \frac{d}{d\eta_2}$$

$$\left\{ \frac{\bar{P}}{T} (1 - S_l) + \rho_l R_v S_l \right\} \quad (\lambda \sqrt{\kappa_1/\kappa_2} < \eta_2 < \infty) \quad (18)$$

Gibson ら⁽¹⁰⁾により指摘されたとおり, dry region における連続の式の中の $\rho_v u_g$ は時間のみの関数を考えることができる。従って, (3)'式の左辺二項中の $\rho_v \frac{d\bar{P}}{d\eta_1}$ は初期条件のみに依存する定数となる。このようにして(3)式を積分すると

$$\frac{T - T_E}{T_W - T_E} = \frac{\operatorname{erf} \left\{ \delta \left(\eta_1 + \frac{B}{2\delta^2} \right) \right\} - \operatorname{erf} \left\{ \delta \left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2} \right) \right\}}{\operatorname{erf} \left(\frac{B}{2\delta} \right) - \operatorname{erf} \left\{ \delta \left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2} \right) \right\}} \quad (19)$$

ここで

$$B = \frac{C_{pv} P_o}{\rho_c C_c \kappa_1} \left(\frac{K}{\mu}\right)_g r, \quad r = \rho_v \frac{d\bar{P}}{d\eta_1}, \quad \delta = \sqrt{1 - \epsilon}.$$

(18)式を(11)式に代入すると

$$\epsilon S_{lE} \rho_l h_{fg} \cdot \lambda = -\frac{\lambda_1}{\kappa_1} \frac{(T_W - T_E) \sqrt{\frac{2\delta}{\pi}} e^{-\delta^2 \left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2} \right)^2}}{\operatorname{erf} \left(\frac{B}{2\delta} \right) + \operatorname{erf} \left\{ \delta \left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2} \right) \right\}} + \frac{\lambda_2}{2\sqrt{\kappa_1 \kappa_2}} \left(\frac{dT}{d\eta_2} \right)_E$$

$$- \rho_l \left(\frac{K}{\mu}\right)_l \frac{h_{fg}}{2\sqrt{\kappa_1 \kappa_2}} \left(\frac{dP}{d\eta_2} \right)_E \quad (20)$$

が得られる

蒸発界面の伝ば速度を決める λ の値はこの超越方程式より与えられる。この式には $\left(\frac{dT}{d\eta_2} \right)_E$

という未知の値が含まれており、試行錯誤法により解かれる。

4.2.2 境界条件

HTGRの炉心過熱事故(UCHA)時において、炉心を取り巻き保護しているスチールライナーは70~90時間後に破壊するものと見積られている。従って、コンクリートの初期昇温時には水蒸気はライナーに妨げられ炉心内に流出することはない。ライナー破断後は、コンクリートより炉心内に水蒸気が流入する。従って、2つの境界条件について検討を行った。すなわち、

$$x=0 \quad \text{で} \quad p=p_0 \quad (\text{浸透壁}) \quad (21)$$

$$x=0 \quad \text{で} \quad \frac{\partial p}{\partial x}=0 \quad (\text{非浸透型}) \quad (22)$$

注 ここではスチールライナーが存在する場合は水蒸気がライナーから“浸み出して”こないで非浸透壁、ライナー破断時はコンクリートからの水蒸気が破断箇所から“浸み出し”てくるための浸透壁とした。

その他の境界条件および初期条件は

$$\begin{aligned} t=0, \quad T=T_I, \quad S &= S_{\ell I} \quad x > 0 \\ t > 0, \quad x=0, \quad T &= T_w \\ \quad \quad \quad x=x \quad T &= T_E \\ 0 < x < X \quad S_{\ell} &= 0 \\ x \rightarrow \infty \quad S_{\ell} &= S_{\ell I}, \quad T=T_I \end{aligned} \quad (23) \quad \text{となる。}$$

ここで T_E は全方程式系を解くことにより、繰り返し計算によって定まる。移動界面におけるエネルギー収支、質量収支は(11)~(13)及び(20)式に示されている。(12)式及び(21)~(22)式に次のように変換される。

$$\begin{aligned} \rho_{gE} \left(\frac{K}{\mu}\right)_g \left[\frac{1}{\kappa_1} \left(\frac{dP}{d\eta}\right)_1 - (1-S_{\ell E}) \frac{1}{\sqrt{\kappa_1 \kappa_2}} \left(\frac{dP}{d\eta}\right)_2 \right]_E - \rho_{\ell} \left(\frac{K}{\mu}\right)_{\ell} \frac{1}{\sqrt{\kappa_1 \kappa_2}} \left(\frac{dP}{d\eta}\right)_{2E} \\ = 2 S_{\ell E} \varepsilon (\rho_{\ell} - \rho_{gE}) \lambda \end{aligned} \quad (12')$$

$$\eta = 0, \quad P = P_0 \quad (21')$$

$$\eta = 0, \quad \frac{dP}{d\eta} = 0 \quad (22')$$

$$\left. \begin{aligned} \eta = 0, \quad T &= T_w \\ = \infty, \quad T &= T_I, \quad S_{\ell} = S_{\ell I} \\ = \lambda, \quad T &= T_E \\ 0 < \eta < \lambda, \quad S_{\ell} &= 0 \end{aligned} \right\}$$

4.3 解法

(17)式で、 β_0 が小さく、 T_w があまり高くない場合には λ も小さい。 μ_i は0と λ の間に限定されるため右辺は小さい。従って、右辺を無視し、境界条件(21)の下でこの式を積分すると

$$\begin{aligned}
 P^2 - P_0^2 = & \frac{2R_v r}{\operatorname{erf}\left(\frac{B}{2\delta}\right) - \operatorname{erf}\left\{\delta\left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2}\right)\right\}} (T_w - T_E) \left\{ \left(\eta + \frac{B}{2\delta^2}\right) \operatorname{erf}\right. \\
 & \left. \left(\delta\left(\eta + \frac{B}{2\delta^2}\right)\right) - \frac{B}{2\delta^2} \operatorname{erf}\left(\frac{B}{2\delta}\right) + \frac{1}{\sqrt{\pi}\delta} \left(e^{-\delta^2\left(\eta + \frac{B}{2\delta^2}\right)^2} e^{-\frac{B^2}{4\delta^2}}\right) \right\} \\
 & + \left\{ T_E \operatorname{erf}\left(\frac{B}{2\delta}\right) - T_w \operatorname{erf}\left(\delta\left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2}\right)\right) \right\} \eta \tag{24}
 \end{aligned}$$

が得られる。

蒸発界面での圧力は次の式から求められる。

$$\begin{aligned}
 P_E^2 - P_0^2 = & 2R_v r \left[T_E \lambda - (T_w - T_E) \frac{B}{2\delta^2} + \right. \\
 & \left. \frac{(T_w - T_E) \frac{1}{\sqrt{\pi}\delta} \left\{ e^{-\delta^2\left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2}\right)^2} e^{-\frac{B^2}{4\delta^2}} \right\}}{\operatorname{erf}\left(\frac{B}{2\delta}\right) - \operatorname{erf}\left\{\delta\left(\lambda + \frac{B}{2\delta^2}\right)\right\}} \right] \tag{25}
 \end{aligned}$$

λ と η は小さいことを考慮すると

$$r = \frac{P_E^2 - 1}{R_v \lambda \left[(T_w + T_E) - \frac{1 - \varepsilon}{6} \lambda^2 (T_w - T_E) \right]} \tag{26}$$

が得られる。

λ の第一近似値は(26)式から計算される r を用いて, wet region の温度分布を誤差関数で近似して求められる。圧力, 温度分布及び r は収束するまで繰り返し計算を行なう。次に, wet region の温度, 圧力及び水蒸気の体積割合をルンゲ・クッタ法により求めた。分圧は温度から求めた。また, wet region の水蒸気圧はスプライン関数で近似され, その誤差は 0.08 % である。(20)式の蒸発潜熱も同様にスプライン関数で近似した。本解析で用いた物性値を Table. 3 に示す。

境界条件(22)' の場合には, 連続の式の中から $p = \text{一定} = P_E$ とすることができる。これは Saito と Seki⁽¹¹⁾ の結果と一致する。従って, この場合(3)' 式から $r = 0$ となる。他の計算手法は境界条件(21)' の場合と同じである。

4.4 結果と考察

4.4.1 浸透壁に対する解 (境界条件(20)式)

浸透壁に対する結果 (ライナー破断時) を Fig. 3 から 13 に示す。水分の初期体積比率 $S_{d1} = 0.4$ と 0.2 の場合の温度分布, 水の体積比率 S_d 分布及び圧力分布を Fig. 3 に示す。dry region

と wet region の温度こう配の違いは温度伝導率の違いによるものである。wet region における蒸発界面近くの温度こう配の減少は凝縮によるものである。界面温度 T_E と圧力 P_E は $S_{\ell E} = 0.4$ の方が $S_{\ell I} = 0.2$ の場合より高い。 $S_{\ell}/S_{\ell I}$ は $S_{\ell 2} = 0.2$ の場合の方が高く界面近くで水分濃度が高くなっている。この結果は Saito と Seki⁽¹¹⁾ も指摘している。これは $S_{\ell I} = 0.2$ の場合の方が界面温度が近いためである。圧力分布は Dayan と Gluekler⁽¹⁵⁾ 及び Sahota と Pagni⁽¹⁴⁾ の結果と相似である。

Fig. 4 に蒸発界面の移動速度を規定する無次元パラメータ λ と $S_{\ell I}$ の関係を T_w をパラメータとして示した。図から定められた $S_{\ell I}$ に対して、 T_w が増大すれば蒸発界面は速く伝ばすることが分かる。一定の T_w に対しては $S_{\ell I}$ が大きいと伝ば速度は遅くなる。これらの結果は定性的には Gupta⁽³⁾ と Cho⁽⁴⁾ と同じである。

Fig. 5 に空げき率と初期水分体積比率をパラメータとした T_w と最高圧力との関係を示す。最高圧力は $T_w < 300$ °C では $S_{\ell I}$ に対し一次式の関係にあることが分かる。

Fig. 6 は初期水分量と空げき率をパラメータとして、最初の一時間に加熱表面から放出された水分量を示したものである。蒸気の積分された質量流量は次のように表される。

$$M_v = - \left(\frac{K}{\mu} \right)_g P_{v_w} \left(\frac{dP}{d\eta} \right)_w \sqrt{\frac{\tau}{K}} \quad (27)$$

ここで、 M_v は積分された質量流量、 P_{v_w} は加熱表面の蒸気密度及び τ は時間を示している。 M_v は T_w と $S_{\ell I}$ と共に増加する。図からも明らかなように、質量流量は $S_{\ell I} = 0.2$ から 0.82 の間ではほぼ線型関係にある。

質量流量と時間の関係を $S_{\ell I}$ をパラメータとして Fig. 7 に示す。(27)式から明らかなように質量流量は \sqrt{t} に比例する。

Figs. 8~10 に $S_{\ell I} = 0.4$ の場合の最高圧力、表面からの積分質量流量及び無次元パラメータ λ の浸透度又は T_w との関係を示す。Fig. 8 は T_w をパラメータとした P_E と浸透度との関係を示す。 P_E は対数グラフでは $(K/\mu)_g$ とほぼ一次関係にある。

$t = 1.0$ h までの積分された質量流量は Fig. 9 に示すように浸透度と共に増加する。Fig. 10 に λ と T_w の関係を浸透度をパラメータとして示す。予想されるように蒸発界面の移動速度は浸透度が大きい方が速い。

Figs. 11~13 には $S_{\ell E} = 0.4$, $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6}$ ($\text{m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$) の場合の P_E と M_v , 及び λ の関係を空げき率をパラメータとして示す。 P_E と M_v のグラフは Fig. 11 と 12 に示されている。図から分かるように P_E と M_v は T_w 及び ϵ が増加すると増加する。 P_E と M_v の増加速度は $\epsilon = 0.1 \sim 0.32$ の間よりも $\epsilon = 0.32 \sim 0.5$ の間の方が高い。 λ と T_w の関係は Fig. 13 に示されている。

Fig. 6 及び Fig. 9 から分かるように表面から放出される水蒸気の全量は浸透度よりも空げき率や水分含有率により依存するということことができる。このことは、水分放出の観点からは空げき率や水分含有率は非常に重要な因子であることを意味する。一方、蒸発界面の最高圧力は主として浸透度に依存する。この圧力はコンクリート中のき裂発生の大きな誘因となる。一度き裂が発生すると、水蒸気は容易にき裂を通過するので、水蒸気流量が大幅に増加する可能性がある。

4.4.2 非浸透壁に対する解 (境界条件②)

スチールライナーが破断を受ける前の温度分布、水分濃度分布及び圧力分布を Fig. 14 に示す。蒸発界面の温度及び圧力は浸透壁の場合と比べてかなり高くなっている。これは、表面から気体流出がないことと、wet region の界面付近で水分含有率がかなり高くなるために、wet region での実効浸透度が小さくなるためである。

Fig. 15 に S_{eI} をパラメータとして、最高圧力と表面温度の関係を示す。 $S_{eI} = 0.82$ の場合には $T_w = 300$ °C で $P_E = 26$ 気圧にまで達してしまう。この場合、界面での水分含有率はほとんど 1 に等しく、wet region への蒸気の流れは著しく妨げられている。

Fig. 16 に T_w をパラメータとして無次元パラメータ λ と S_{eI} の関係を示す。図から明らかのように λ は浸透壁の場合より小さく (Fig. 4 参照)、 S_{eI} が増加するとすみやかに減少することが分かる。従って、蒸発界面は浸透壁の場合よりも壁近傍に存在する。

P_E と浸透度の関係を Fig. 17 に示す。Fig. 8 と同様に P_E は対数-対数スケールで $(K/\mu)_g$ とほぼ一次式の関係にあることが分かる。

Fig. 18 に $(K/\mu)_g$ をパラメータとして λ と T_w の関係を示す。図は Fig. 10 と相似の関係を示すが、浸透壁の場合との違いは $(K/\mu)_g$ の小さな領域で大きい。

Figs. 19, 20 にポロシティをパラメータとして、 $S_{eI} = 0.4$ ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6}$ (m²/atm.s) の場合の P_E 、 λ と T_w の関係を示す。いずれの図とも Fig. 11 及び Fig. 13 の浸透壁の場合のグラフと相似の関係を示している。

4.5 結 論

本研究では凝縮による熱伝達を考慮に入れて半無限体のコンクリート中の熱、物質移動のモデルを導いた。運動量方程式、エネルギー方程式を相似解を用いて数値的に解いて解を求めた。

結果は、表面から放出される水蒸気の質量流量は浸透度よりも、空げき率と水分含有率により依存することを示している。一方、最高圧力は主として浸透度に依存する。

非浸透壁に対する計算の結果は、蒸発界面で水分含有率が非常に増加し、圧力が高くなること、また、蒸発界面が加熱表面により近接することを示している。

実際の P C R V の昇温事故時の現象は、時間変化する境界条件、三次元効果などにより複雑である。従って、以上述べた結果は第一近似として取り扱われ、他の境界条件や温度依存性を持つ物性値を用いての詳細な研究が必要とされる。

謝 辞

本研究は著者が米国ブルックヘブン国立研究所に留学中に行った研究をまとめたものである。著者の留学を快く受入れてくれた、Dr. C. Sastre, 計算の遂行に当たって助言とアドバイスを頂いた Dr. P. G. Kroeger, Dr. J. Coleman に深く感謝致します。

4.4.2 非浸透壁に対する解 (境界条件②)

スチールライナーが破断を受ける前の温度分布、水分濃度分布及び圧力分布を Fig. 14 に示す。蒸発界面の温度及び圧力は浸透壁の場合と比べてかなり高くなっている。これは、表面から気体流出がないことと、wet region の界面付近で水分含有率がかなり高くなるために、wet region での実効浸透度が小さくなるためである。

Fig. 15 に S_{eI} をパラメータとして、最高圧力と表面温度の関係を示す。 $S_{eI} = 0.82$ の場合には $T_w = 300$ °C で $P_E = 26$ 気圧にまで達してしまう。この場合、界面での水分含有率はほとんど 1 に等しく、wet region への蒸気の流れは著しく妨げられている。

Fig. 16 に T_w をパラメータとして無次元パラメータ λ と S_{eI} の関係を示す。図から明らかのように λ は浸透壁の場合より小さく (Fig. 4 参照)、 S_{eI} が増加するとすみやかに減少することが分かる。従って、蒸発界面は浸透壁の場合よりも壁近傍に存在する。

P_E と浸透度の関係を Fig. 17 に示す。Fig. 8 と同様に P_E は対数-対数スケールで $(K/\mu)_g$ とほぼ一次式の関係にあることが分かる。

Fig. 18 に $(K/\mu)_g$ をパラメータとして λ と T_w の関係を示す。図は Fig. 10 と相似の関係を示すが、浸透壁の場合との違いは $(K/\mu)_g$ の小さな領域で大きい。

Figs. 19, 20 にポロシティをパラメータとして、 $S_{eI} = 0.4$ ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6}$ (m²/atm.s) の場合の P_E 、 λ と T_w の関係を示す。いずれの図とも Fig. 11 及び Fig. 13 の浸透壁の場合のグラフと相似の関係を示している。

4.5 結 論

本研究では凝縮による熱伝達を考慮に入れて半無限体のコンクリート中の熱、物質移動のモデルを導いた。運動量方程式、エネルギー方程式を相似解を用いて数値的に解いて解を求めた。

結果は、表面から放出される水蒸気の質量流量は浸透度よりも、空げき率と水分含有率により依存することを示している。一方、最高圧力は主として浸透度に依存する。

非浸透壁に対する計算の結果は、蒸発界面で水分含有率が非常に増加し、圧力が高くなること、また、蒸発界面が加熱表面により近接することを示している。

実際の PCRV の昇温事故時の現象は、時間変化する境界条件、三次元効果などにより複雑である。従って、以上述べた結果は第一近似として取り扱われ、他の境界条件や温度依存性を持つ物性値を用いての詳細な研究が必要とされる。

謝 辞

本研究は著者が米国ブルックヘブン国立研究所に留学中に行った研究をまとめたものである。著者の留学を快く受入れてくれた、Dr. C. Sastre, 計算の遂行に当たって助言とアドバイスを頂いた Dr. P. G. Kroeger, Dr. J. Coleman に深く感謝致します。

Nomenclature

B	non-dimensional constant defined by eq. (19)
c_{vi}	specific heat at constant volume
c_{fg}	coefficient defined by eq. (10)
c_{pi}	specific heat at constant pressure
c_t	$c_l + c_{fg}$
e_i	internal energy
$E_1 - E_5$	constants defined by eq. (6)
h_i	enthalpy
h_{fg}	enthalpy of vaporization
k_1, k_2	thermal conductivities of dry and wet regions respectively
$(K/\mu)_g$	permeability for gas
$(K/\mu)_l$	permeability for liquid
m_v	mass flow of vapor
M_v	integrated mass flow of vapor
P	total pressure
P_a, P_v	partial pressures of air and gas respectively
P_o	atmospheric pressure
P_E	pressure at evaporation front
\bar{P}	P/P_o
R_a, R_v	gas constants for air and vapor respectively
S_l	volume fraction of water
T	temperature
T_W	wall temperature
T_E	temperature at evaporation front
u	velocities of gas and liquid
U	velocity of moving phase change front

X	position of phase change front
Greek symbols	
$\beta_0 \sim \beta_2$	non-dimensional constants defined by eq. (2), (4) and (6)
γ	dimensional constant defined by eq. (19)
δ	$\sqrt{1-\epsilon}$
ϵ	porosity
η_1, η_2	non-dimensional variables defined by eq. (14)
κ_1, κ_2	thermal diffusivities of dry and wet concrete respectively
λ	non-dimensional parameter calculated by eq. (20)
μ	viscosity
subscript	
1	dry region
2	wet region
a	air
c	concrete
E	evaporation front (phase change front)
g	gas (air and water vapor)
I	initial state
l	liquid water
r	reference value
v	water vapor

Table 1 Water in Concrete

kind of concrete	Cement (kg/m ³)	Sand (kg/m ³)	Water (kg/m ³)
Basalt	227	868	141
Basalt	261	841	143
Basalt	294	842	146
Basalt	308	810	143
Magnetite	377	1363	187
Limestone	250	762	137
Steel Shot	377	1363	187

Table 2 Physical Property of Concrete

Permeability (K or (K/μ)_g)

Ref.(14)	(K/μ)	6.4x10 ⁻⁶	(m ² /atm.s)
Ref.(15)	(K/μ) _g	2.4x10 ⁻⁶	(")
Ref.(19)	K _g	2.5x10 ⁻¹⁴	(m ²) ((K/μ) _g ~1.6x10 ⁻⁴ (m ² /atm.s))

Porosity

Ref.(14)	0.21
Ref.(15)	0.32
Ref.(19)	0.30

Specific Heat

Ref.(14)	0.272	(kcal/kg.°C)
Ref.(15)	0.239	(")
Ref.(19)	0.210	(")

Thermal Conductivity

Ref.(14)	1.505	(kcal/mh°C)
Ref.(15)	dry 0.301	(")
	wet 1.376	(")
Ref.(19)	1.240	(")

Initial Volume Fraction of Water

Ref.(15)	0.262
Ref.(17)	0.137~0.234
GA-1500	0.20

Density

Ref.(14)	2400	(kg/m)
Ref.(15)	2500	(")
Ref.(19)	2600	(")

1 atm=1.013x10⁵ pascal
1 kcal=4.19x10³ J

Table 3 Values of Properties Used in the Calculation

Symbol	Value	Dimension
C_{vv}	0.37	Kcal/Kg.K
C_l	1.0	Kcal/Kg.K
C_{pv}	0.48	Kcal/Kg.K
C_c	0.239	Kcal/Kg.K
C_{fg}	-0.668	Kcal/Kg.K
ρ_c	2500	Kg/m ³
ρ_l	1000	Kg/m ³
ϵ	0.1~0.5	
k_1	0.301	Kcal/m.h.K
k_2	1.376	Kcal/m.h.K
$(K/\mu)_g$	$2.4 \times 10^{-7} \sim 8.0 \times 10^{-5}$	m ² /atm.s
$(K/\mu)_l$	$10^{-4} \times (K/\mu)_g$	m ² /atm.s
S_{lI}	0.2 ~ 0.82	

1 atm = 1.013×10^5 pascal

1 Kcal = 4.19×10^3 J

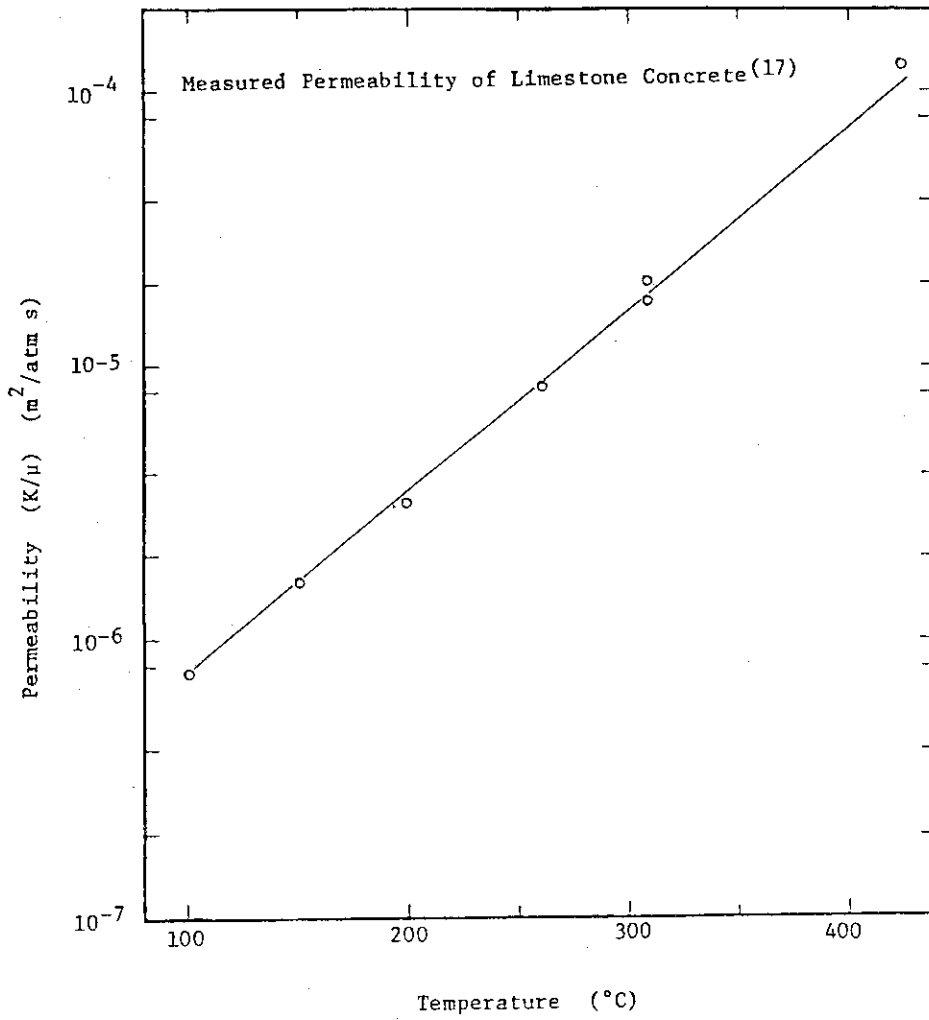


Fig. 1 Measured Permeability of Limestone Concrete

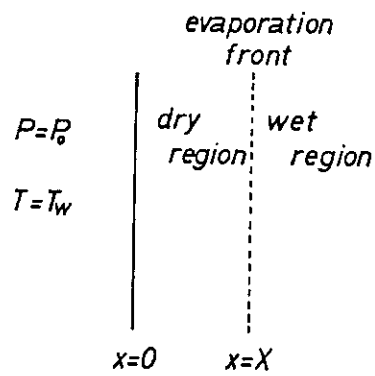


Fig. 2 Schematic of System Geometry

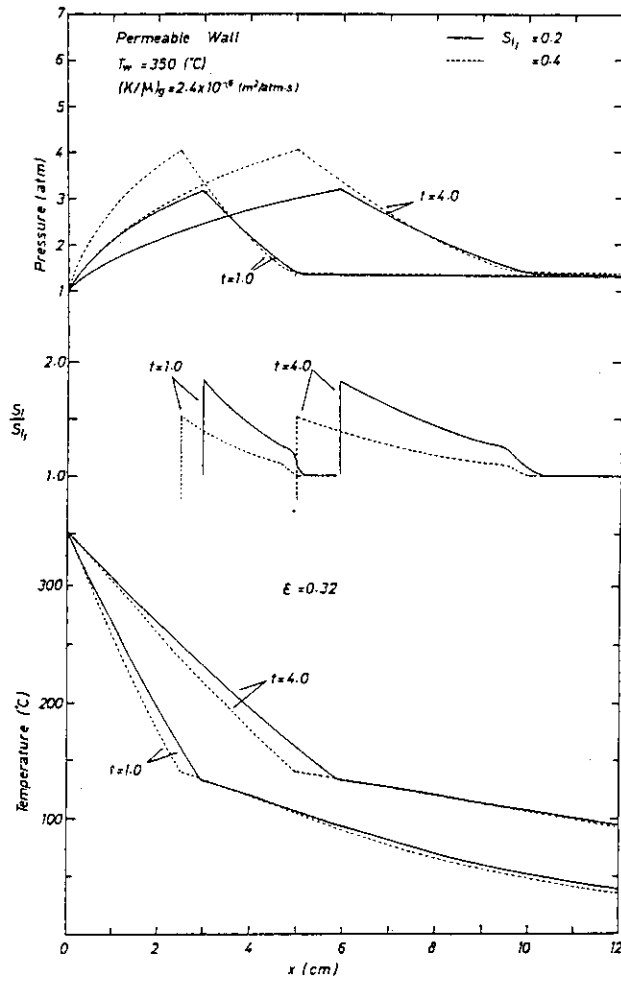


Fig. 3 Typical Temperature, Liquid and Pressure Distribution for Case of Permeable Outer Surface ($T_w = 350^\circ\text{C}$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm.s}$; $\epsilon = 0.32$).

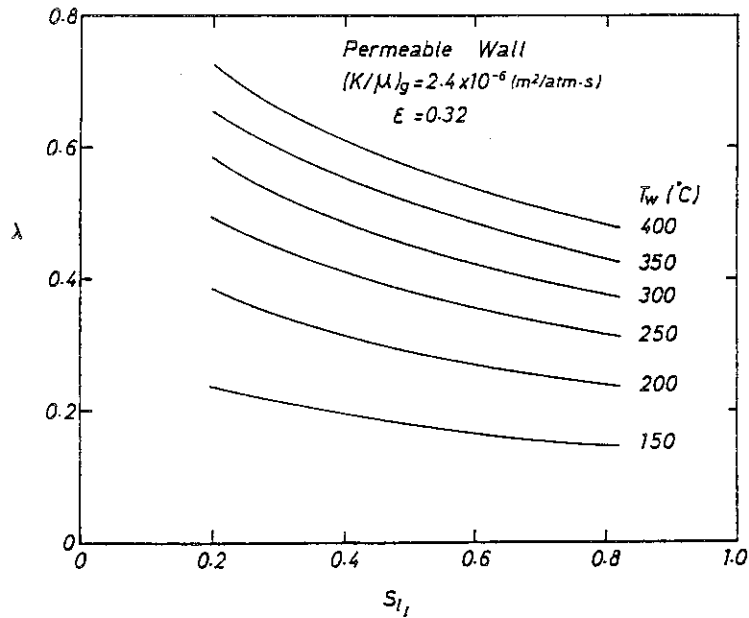


Fig. 4 Phase Change Front Propagation as Function of Surface Temperature and Initial Moisture Content for Case of Permeable Outer Surface ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm.s}$, $\epsilon = 0.32$).

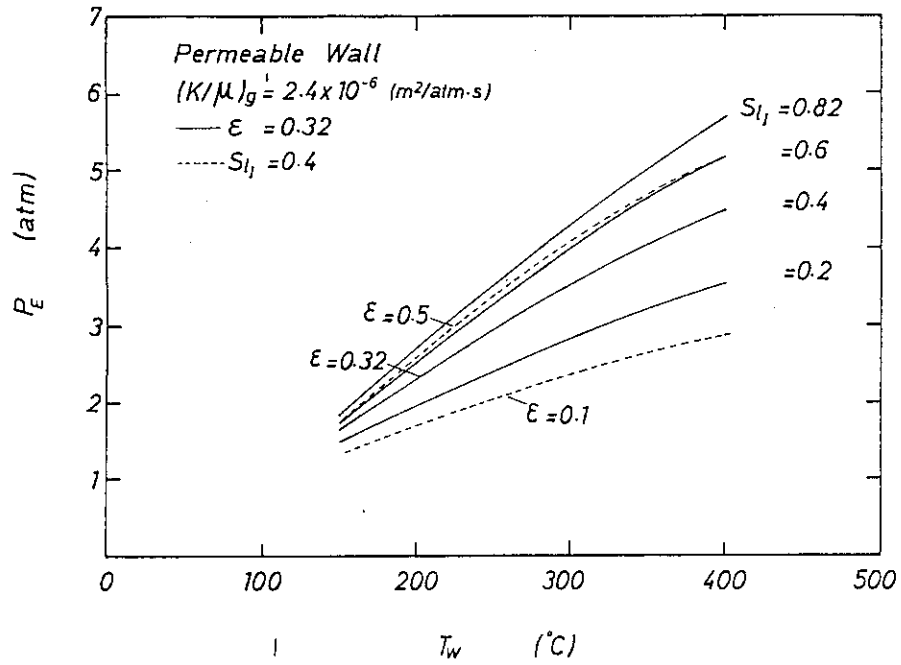


Fig. 5 Peak Internal Pressure as Function of Initial Moisture Content, Porosity and Surface Temperature for Case of Permeable Outer Surface ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$).

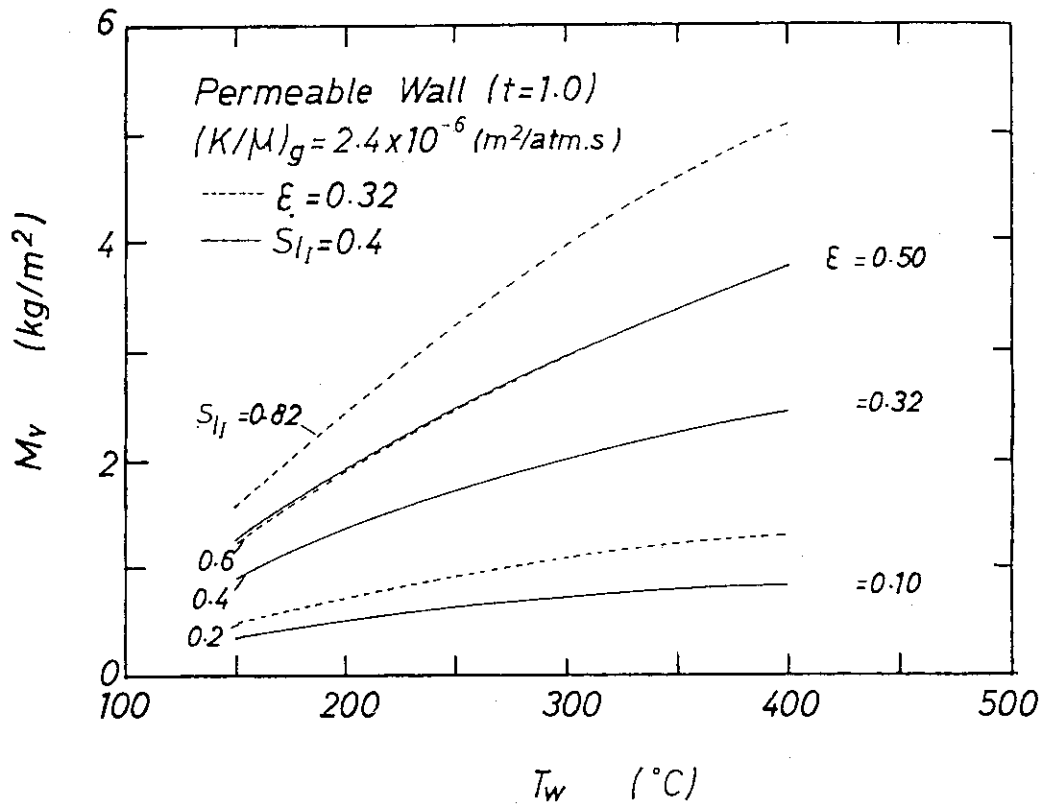


Fig. 6 Integrated Mass Flow Across Permeable Outer Surface as Function of Initial Moisture Content, Porosity and Surface Temperature ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$; $\epsilon = 0.32$).

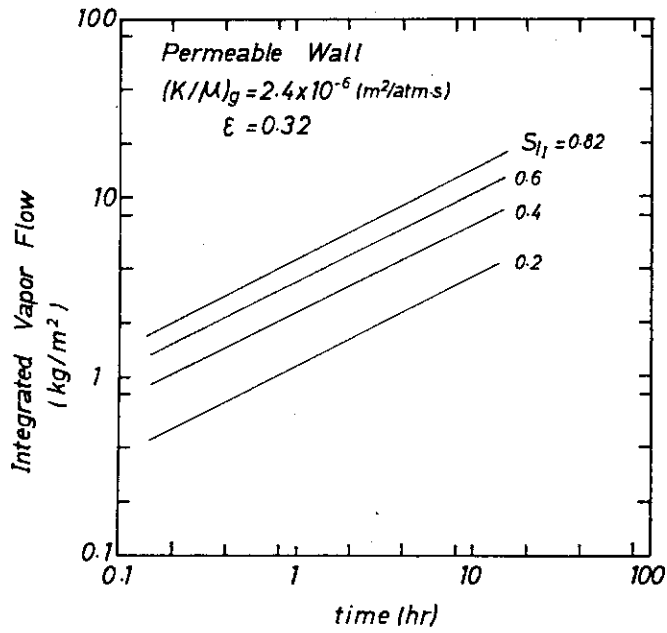


Fig. 7

Integrated Vapor Mass Flow as Function of Time with Initial Moisture Content as a Parameter ($T_w = 350^\circ\text{C}$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm.s}$; $\epsilon = 0.32$).

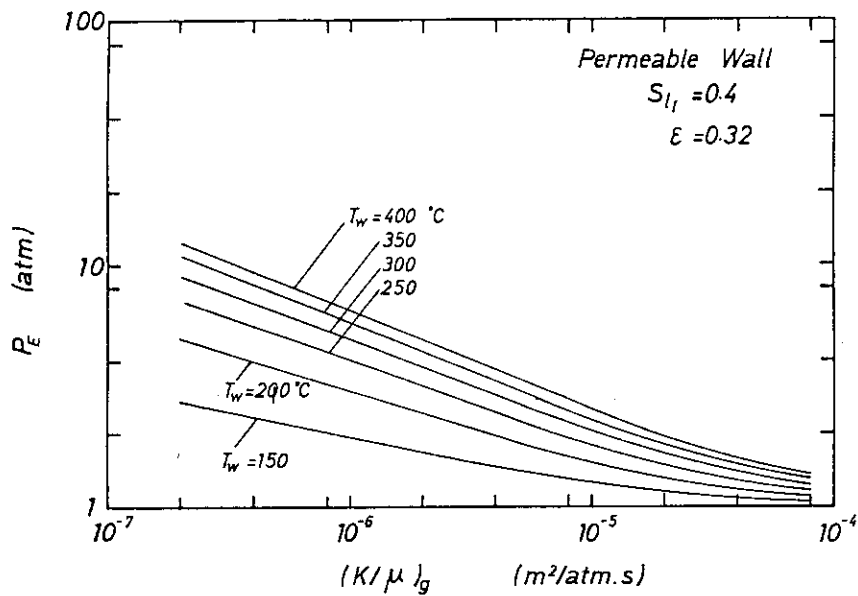


Fig. 8

Peak Internal Pressure as Function of Concrete Permeability and Surface Temperature for Case of Permeable Outer Surface ($S_I = 0.4$; $\epsilon = 0.32$).

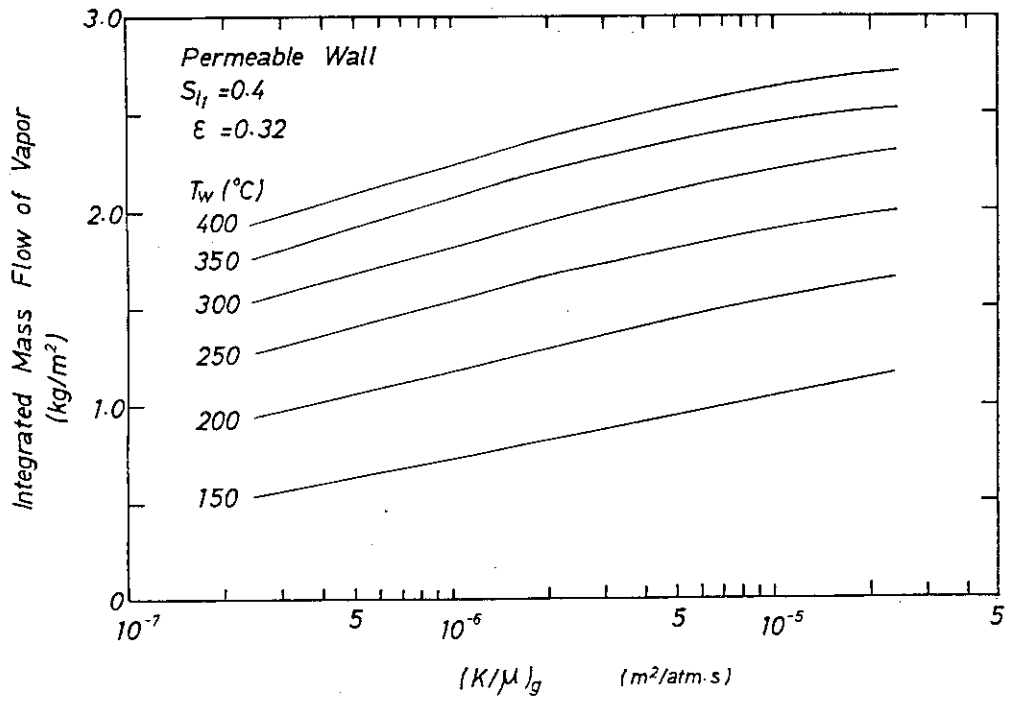


Fig. 9 Integrated Mass Flow Across Permeable Outer Surface as Function of Concrete Permeability and Surface Temperature ($S_{I1}=0.4$; $\epsilon=0.32$).

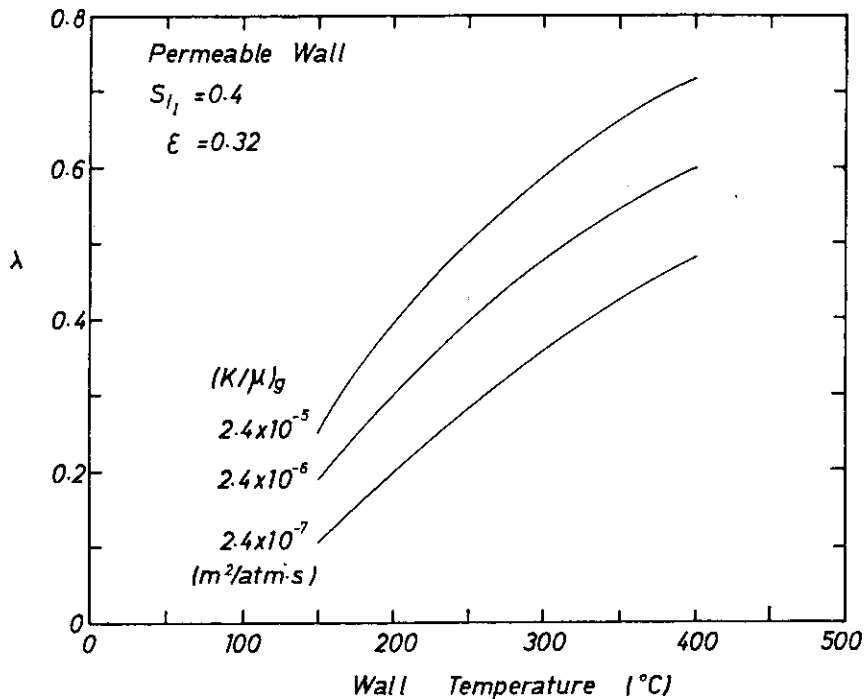


Fig. 10 Non-Dimensional Parameter λ as Function of Wall Temperature and Permeability for Case of Permeable Outer Wall ($S_{I1}=0.4$; $\epsilon=0.32$).

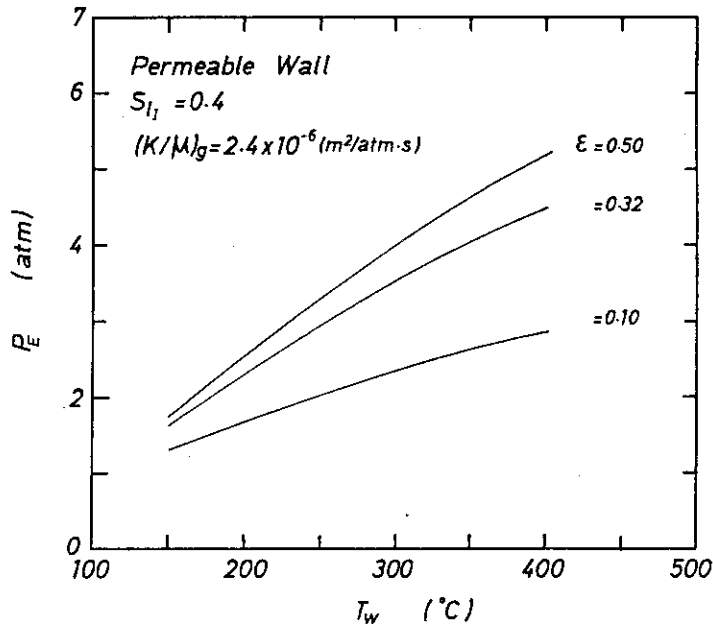


Fig. 11

Peak Internal Pressure as Function of Surface Temperature and Porosity for Case of Permeable Outer Surface ($S_{\text{I}1} = 0.4$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$)

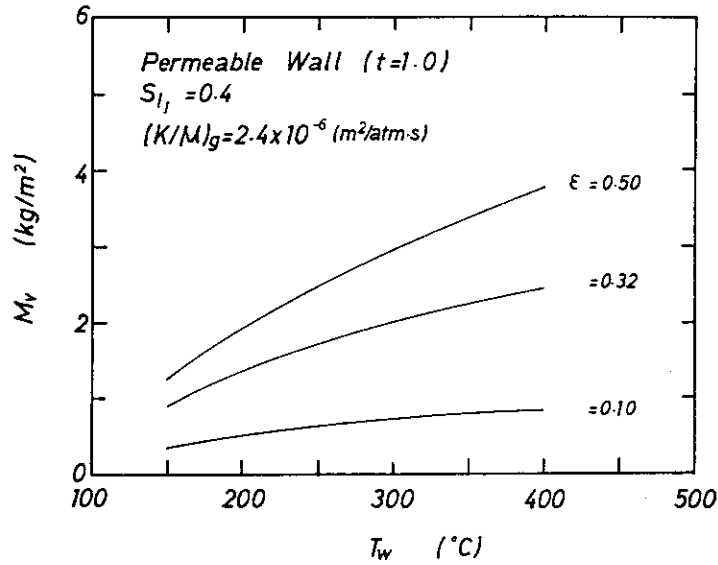


Fig. 12

Integrated Mass Flow of Vapor Across Permeable Outer Surface as Function of Surface Temperature and Porosity ($S_{\text{I}1} = 0.4$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$)

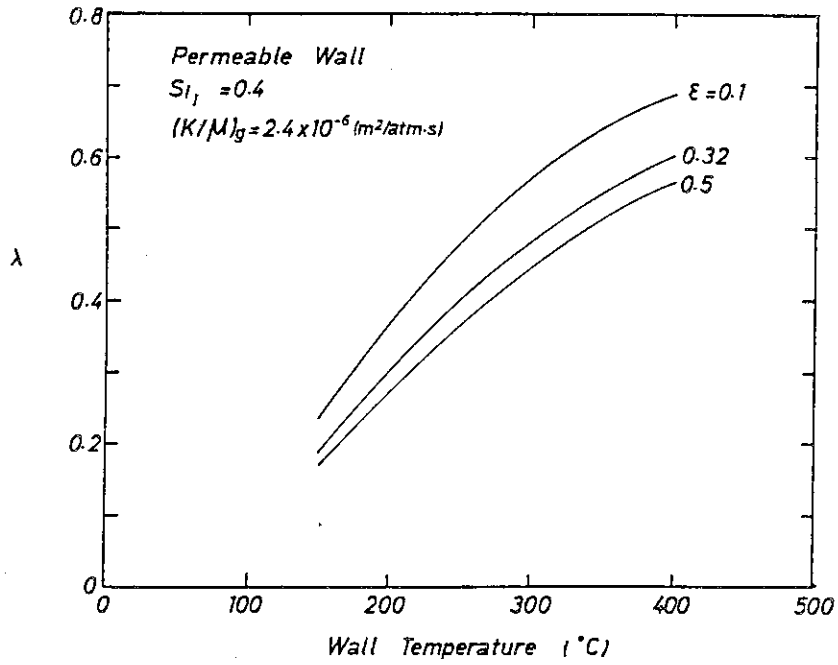


Fig. 13 Non-Dimensional Parameter λ as Function of Surface Temperature and Porosity for Case of Permeable Outer Surface ($S_{lI} = 0.4$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm.s}$).

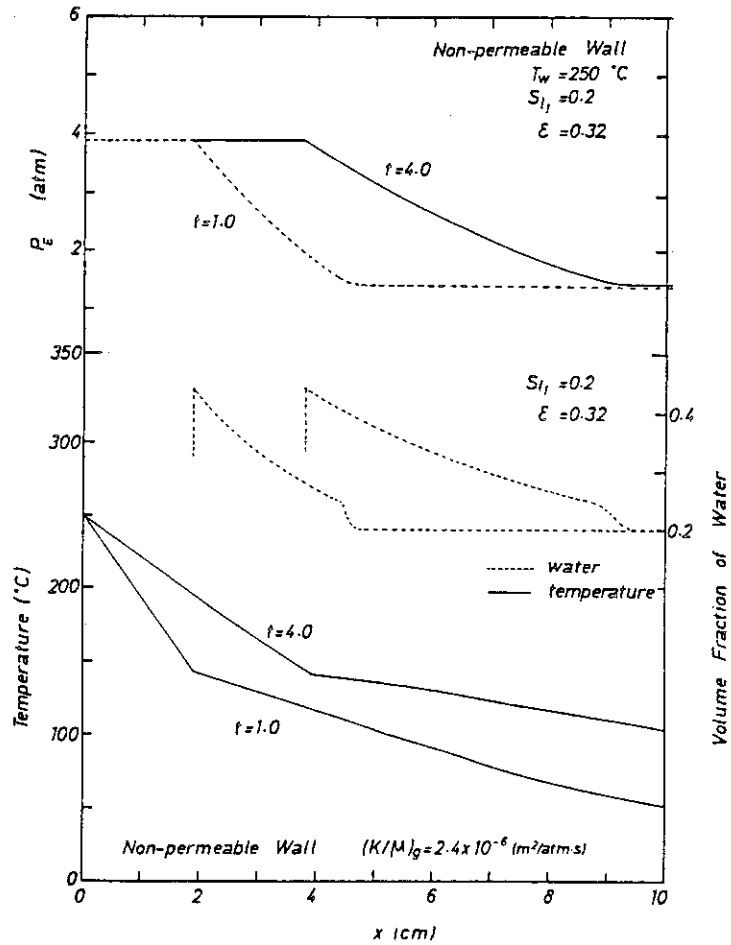


Fig. 14 Typical Temperature, Liquid and Pressure Distribution Impermeable Outer Surface for Case of ($T_w = 250 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm.s}$; $\epsilon = 0.32$)

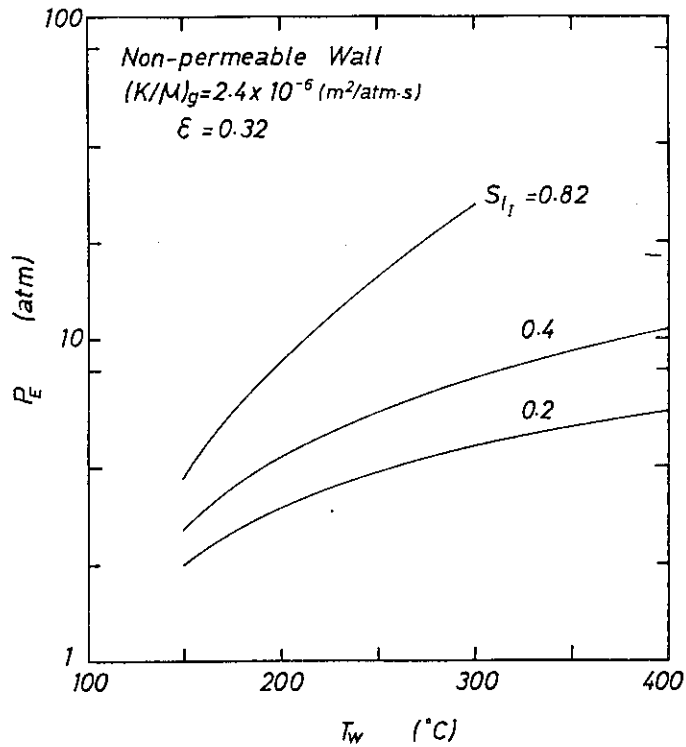


Fig. 15 Peak Internal Pressure as Function of Surface Temperature and Initial Moisture Content for Case of Impermeable Outer Surface ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$; $\epsilon = 0.32$).

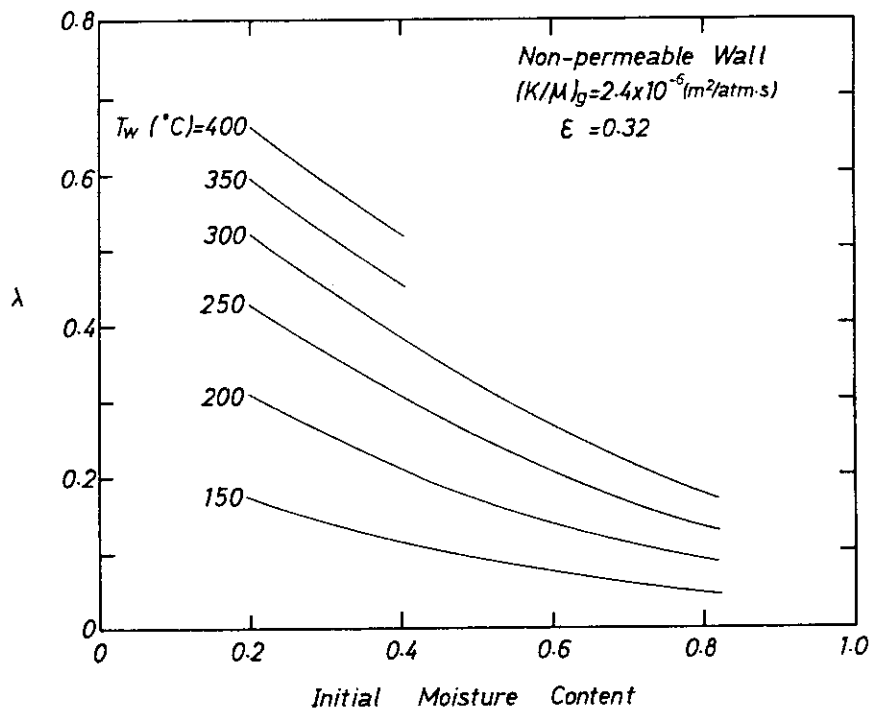


Fig. 16 Phase Change Front Propagation as Function of Surface Temperature and Initial Moisture Content for Case of Impermeable Outer Surface ($(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$; $\epsilon = 0.32$).

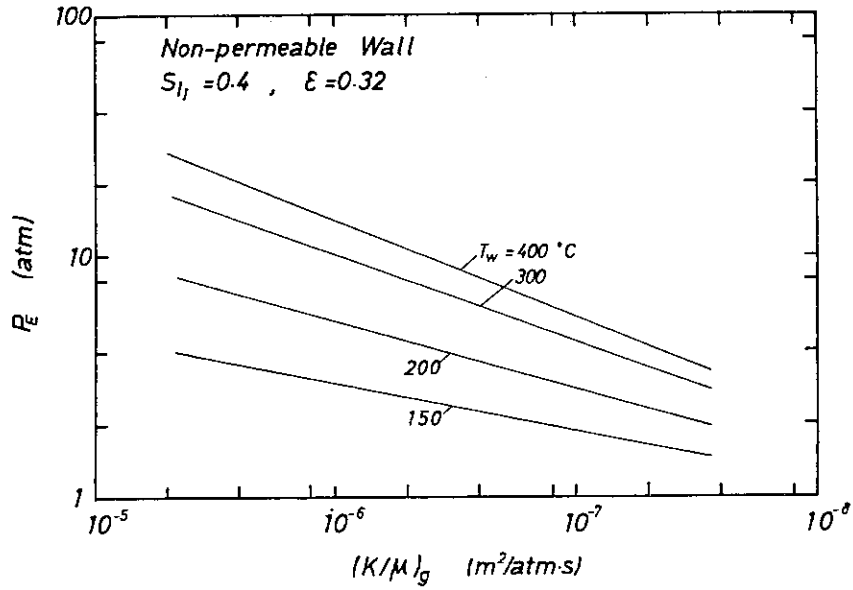


Fig. 17 Peak Internal Pressure as Function of Permeability for Temperature for Case of Impermeable Gas and Surface Outer Surface ($S_{\text{I}}=0.4$; $\epsilon=0.32$).

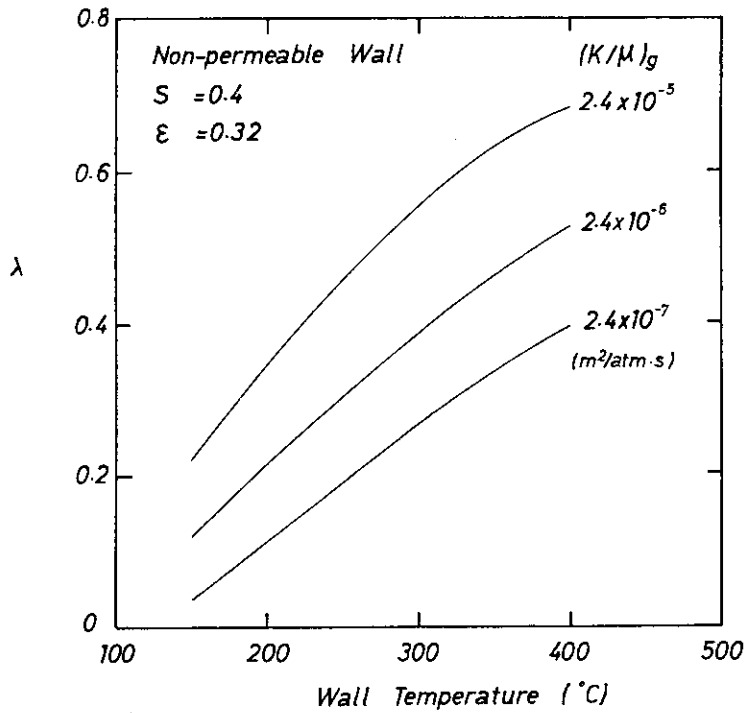


Fig. 18 Non-Dimensional Parameter λ as Function of Permeability for Case of Impermeable for Gas and Surface Temperature Outer Surface ($S_{\text{I}}=0.4$; $\epsilon=0.32$).

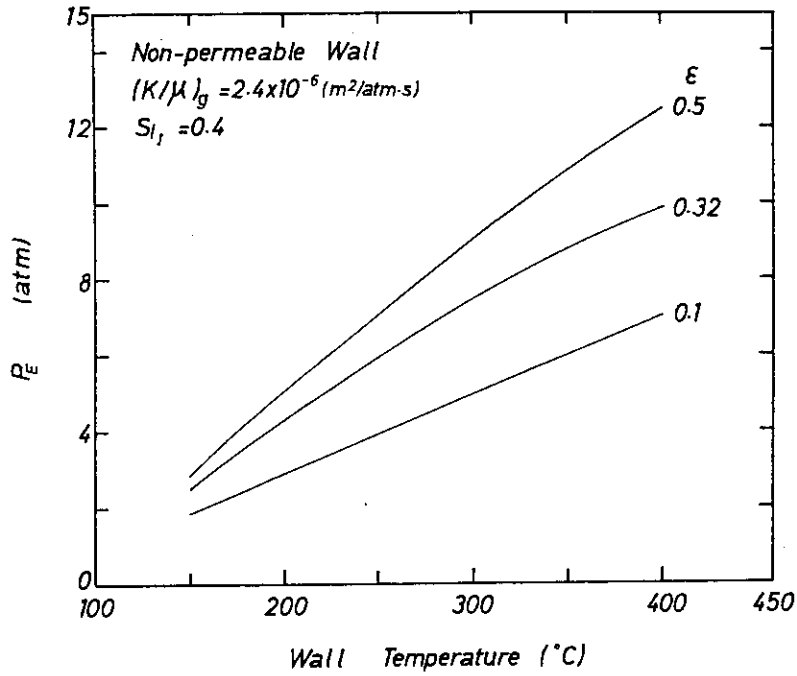


Fig. 19 Peak Internal Pressure as Function of Porosity and Surface Temperature for Case of Impermeable Outer Surface ($S_{\ell I} = 0.4$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$).

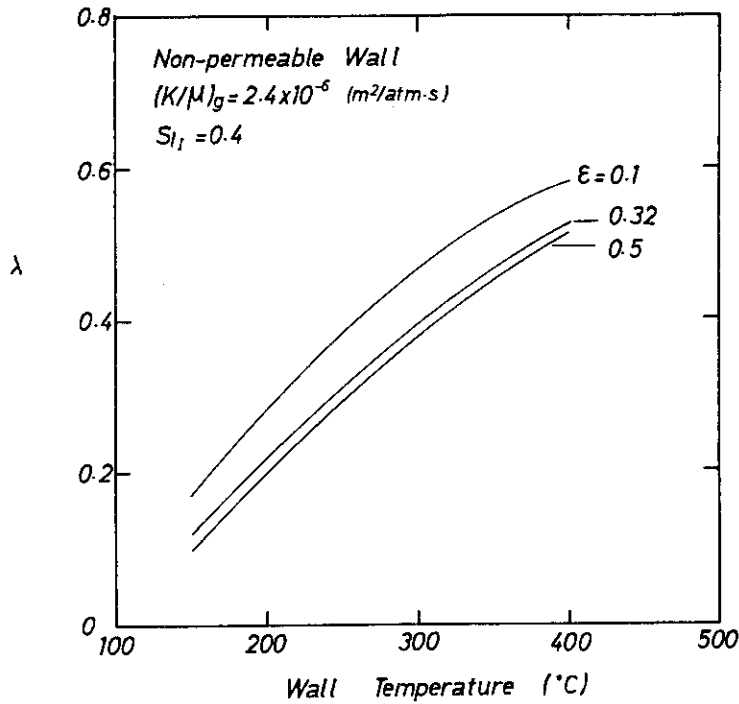


Fig. 20 Non-Dimensional Parameter λ as Function of Porosity and Surface Temperature for Case of Impermeable Outer Surface ($S_{\ell I} = 0.4$; $(K/\mu)_g = 2.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{atm}\cdot\text{s}$).

REFERENCES

1. D.A. Chapman and G.L. England, Effect of Moisture Migration on Shrinkage, Pore Pressure and Other Concrete Properties , Trans. 4th Int. Conf. on Structural Mech. in React. Tech. H5/3, (1977)
2. H.S. Carslaw and J.C. Jaeger, Conduction of Heat in Solids , Oxford University Press (1959)
3. H.G. Landau, Heat Conduction in a Melting Solid , Quart. of Appl. Math., 8, pp81 (1950)
4. G. Horvay, Freezing of a Growing Liquid Column , J. of Heat Transfer, 82, pp37 (1960)
5. B.A. Boley, A Method of Heat Conduction Analysis of Melting and Solidification Problem , J. of Math. and Physics, 40, pp300 (1961)
6. L.N. Gupta, An Approximate Solution of the Generalized Stefan's Problem in a Porous Medium, Int. J. Heat Mass Transfer, 17, pp313 (1974)
7. S.H. Cho, An Exact Solution of the Coupled Phase Change Problem in a Porous Medium, Int. J. Heat Mass Transfer, 18, pp1139 (1975)
8. A. Rubin and S. Schweitzer, Heat Transfer in Porous Media with Phase Change, Int. J. Heat Mass Transfer, 15, pp43 (1972)
9. M. Cross, R.D. Gibson and R.W. Young, Pressure Generation During the Drying of a Porous Half-Space , Int. J. Heat Mass Transfer, 22, pp47 (1979)

10. R.D. Gibson, M. Cross and R.W. Young, Pressure Gradients Generated During the Drying of Porous Shapes , Int. J. Heat Mass Transfer, 22, pp827 (1979)
11. H. Saito and N. Seki, Mass Transfer and Pressure Rise in Moist Porous Materials Subjected to Sudden Heating , Int. J. Heat Mass Transfer, 99, pp105 (1977)
12. F.A. Morrison, Transient Multiphase Multicomponent Flow in Porous Media , Int. J. Heat Mass Transfer, 16, pp 2331 (1973)
13. E.L. Gluekler, Local Thermal and Structural Behavior of Concrete at Elevated Temperatures , 5th Structure Mech. in Reactor Tech., Berlin, H814 (1979)
14. M.S. Sahota and P.J. Pagni, Heat and Mass Transfer in Porous Media Subject to Fires , Int. J. Heat Mass Transfer, 22, pp1069 (1979)
15. A. Dayan and E.L. Gluekler, Heat and Mass Transfer within an Intensely Heated Concrete Slab , Int. J. Heat Mass Transfer, 25, pp1461 (1982)
16. A. Dayan, Self-Similar Temperature, Pressure and Moisture Distribution within an Intensely Heated Porous Half Space , Int. J. Heat Mass Transfer, 25, pp1469 (1982)
17. J.D. McCormic, A.K. Postma and J. A. Shur, Water Evolution from heated concrete , Hanford Engineering development laboratory, HEDL-TME-78-87 (1979)
18. T.Z. Harmathy, Simultaneous Moisture and Heat Transfer in Porous System with Particular Reference to Drying , I/EC Fundamentals, 8, pp92 (1969)
19. C.L.D. Huang, Multi-phase Moisture Transfer in Porous Media Subjected to Temperature Gradient , Int. J. Heat Mass Transfer, 22, pp1295 (1979)