

博士論文

高温領域における鉄筋コンクリート部材の 熱特性変化と損傷進展モデル

Multi-Scale Modeling of Varying Thermal Characteristics and
Damage Development of Reinforced Concrete members at High Temperature

18WA001 岩間 慧大

指 導 教 員

前川 宏一 教授

横浜国立大学大学院

都市イノベーション学府 都市イノベーション専攻

2020年 9月

目次

目次	i
図表目次	v
1 序論	1
1.1 研究の背景	1
1.1.1 はじめに	1
1.1.2 高温領域におけるコンクリートの挙動に関する既往の研究	1
1.1.3 高温領域におけるコンクリートの挙動に関する研究分野に残る課題	3
1.2 本研究の目的	5
1.3 本論文の構成	5
第1章の参考文献	7
2 マルチスケール統合解析システムの概要および本研究の位置づけ	11
2.1 はじめに	11
2.2 複合水和発熱モデル	13
2.3 空隙構造形成モデル	14
2.3.1 空隙構造形成モデルの概要	14
2.3.2 空隙構造に基づくコンクリートの圧縮強度	16
2.3.3 水和生成物量に基づくコンクリートの熱容量および熱伝導率	17
2.4 水分保持・移動モデル	17
2.4.1 凝縮水と吸着水による水分保持モデル	17
2.4.2 乾湿繰り返しによる水分状態の履歴挙動	19
2.4.3 水蒸気と液状水の移動モデル	20
2.5 コンクリートの時間依存複合構成モデル	21
2.5.1 骨材-セメント硬化体の2相系モデル	21
2.5.2 仮想水和殻によるレオロジーモデルの概要	21
2.5.3 セメント硬化体と骨材の弾性係数およびポアソン比	23
2.5.4 セメント硬化体の収縮駆動力	24
2.6 巨視的な挙動に着目した鉄筋コンクリートモデル	25
2.6.1 鉄筋コンクリートの構成則	25
2.6.2 圧縮もしくは引張を受けるコンクリートの構成則	26
2.6.3 ひび割れ面におけるせん断伝達機構	27
第2章の参考文献	28
3 高温環境下におけるセメント水和生成物の崩壊と	加熱

後の養生による再水和モデル	31
3.1 はじめに	31
3.2 水和生成物の崩壊	32
3.2.1 モノサルフェート (AFm) の脱水モデル	32
3.2.2 ケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) の脱水モデル	33
3.2.3 水酸化カルシウム (CH) の脱水モデル	33
3.2.4 ポゾラン生成物の脱水モデル	34
3.2.5 脱水した水和物の再クリンカー化モデル	34
3.3 加熱後養生による再水和	35
3.3.1 加熱後の養生による再水和の概念	35
3.3.2 酸化カルシウム (CaO) の再水和モデル	36
3.4 脱水・再水和モデルと空隙構造形成モデル, 水分移動・保持モデルとの連成	36
3.4.1 セメント水和物の脱水・再水和過程による空隙構造の変化	36
3.4.2 空隙率の変化に伴う透気係数・透水係数の変化	37
第3章の参考文献	39
4 高温作用時におけるコンクリートの比熱および熱伝導率の変化モデル	44
4.1 はじめに	44
4.2 骨材中の鉱物の変性による比熱と熱伝導率の変化モデル	45
4.2.1 骨材の比熱上昇モデル	46
4.2.2 骨材の熱伝導率低下モデル	46
4.3 ひび割れによるコンクリートの熱伝導率の低減	46
4.3.1 ひび割れによる熱伝導率低下の概念	46
4.3.2 空気層厚を考慮したコンクリートの熱伝導率低減モデル	47
第4章の参考文献	47
5 高温暴露によるコンクリートの構造的損傷	49
5.1 はじめに	49
5.2 コンクリートの爆裂損傷とその後の挙動	49
5.2.1 コンクリート応力に対する水蒸気圧の影響	49
5.2.2 有限要素法によるコンクリートの爆裂のモデル化	51
5.2.3 コンクリートの連続的な爆裂の予測	52
5.3 脱水と微細ひび割れによるセメント硬化体の剛性低下	54
5.3.1 脱水によるセメント硬化体の軟化モデル	54
5.3.2 微細ひび割れによるコンクリートの剛性低下モデル	56
第5章の参考文献	57
6 既往の実験結果を用いたマルチスケールでの提案モデルの検証	61

6.1 はじめに	61
6.2 ミクروسケールにおける脱水の影響の検証	61
6.2.1 熱重量分析 (TG) によるセメント水和生成物の脱水挙動の検証	61
6.2.2 ナノインデンテーションによるセメント硬化体の剛性低下の検証	62
6.2.3 水銀圧入法による空隙量増加の検証	63
6.3 メソスケールにおける高温作用の影響の検証	63
6.3.1 内部温度と水蒸気圧－温度上昇速度の影響－	63
6.3.2 内部温度と水蒸気圧－水セメント比の影響－	66
6.3.3 高温状態における圧縮時の応力－ひずみ関係	67
6.3.4 再養生後の再水和による圧縮強度の変化	68
6.4 マクロスケールにおける変形挙動の検証	69
6.4.1 鉄筋の温度依存性モデル	69
6.4.2 無筋コンクリート壁部材における水蒸気圧	70
6.4.3 RC 柱部材におけるコンクリートの爆裂時間とその後の内部温度の上昇	72
6.4.4 一軸圧縮を受ける RC 長柱の一部分加熱時の変形挙動	74
6.4.5 一軸圧縮を受ける RC 長柱の全面加熱時の変形挙動	75
6.4.6 一面加熱を受ける RC スラブの変形挙動	77
6.4.7 全面加熱を受ける RC 梁の変形挙動	78
第 6 章の参考文献	80
7 局所的な弱点部の形成による高強度コンクリート中の水分移動の変化とその性質の利用	83
7.1 はじめに	83
7.2 高温加熱時におけるコンクリート中の水分移動	84
7.2.1 高温領域における水分移動と空隙構造内の湿度変化	84
7.2.2 局所的な弱点部の有無が高強度コンクリートにおける水分移動に与える影響	85
7.3 高強度コンクリートを用いた水分移動の検証	87
7.3.1 実験概要と結果	87
7.3.2 数値シミュレーションの検証	89
7.4 微小な導水管による高強度コンクリートの耐火性向上の可能性	90
7.4.1 局所的な弱点部の有無による損傷程度の違い	90
7.4.2 微小な導水管の配置による一軸圧縮を受ける RC 長柱の耐火性能の向上	92
第 7 章の参考文献	93
8 結論と今後の展望	97

8.1 各章における結論	97
8.2 本研究全体を通しての結論	99
8.3 今後の課題および展望	100
付録	101
謝辞	117

図表目次

Fig. 1-1	トンネル内車両・施設火災件数の推移	1
Fig. 1-2	コンクリートの爆裂発生機構	3
Fig. 1-3	高温時のコンクリート構造物のマルチスケールモデルの概要	5
Fig. 2-1	マルチスケール統合解析システムの概要	12
Fig. 2-2	水和反応の進行に伴うコンクリート構成要素の変化の概要図	17
Fig. 3-1	セメント水和生成物の崩壊と再水和のモデル化の概念	32
Fig. 3-2	セメント水和生成物の崩壊および再水和モデルと空隙構造形成モデルとの連成	38
Fig. 3-3	空隙構造形成モデルに基づいた透気係数と透水係数	39
Fig. 4-1	高温時における骨材の熱特性の変化（比熱および熱伝導率）	45
Fig. 4-2	空気層の存在によるひび割れ後のコンクリートの熱伝導率の低下	47
Fig. 5-1	コンクリート細孔内に生じる水蒸気圧	51
Fig. 5-2	爆裂後のコンクリートにおける水蒸気圧の解放と加熱境界面の内部への移動	52
Fig. 5-3	連続的な爆裂によるコンクリート細孔内の相対湿度と水蒸気圧の推移	54
Fig. 5-4	高温領域におけるセメント水和物の剛性の低下	56
Fig. 5-5	高温環境下で生じる微細ひび割れによるコンクリートの剛性低下	57
Fig. 6-1	セメント水和物の脱水反応によるセメントペーストの質量変化	62
Fig. 6-2	セメント水和物の脱水反応によるセメント硬化体の剛性低下	62
Fig. 6-3	高温加熱によるセメントペースト中の空隙量の変化	63
Fig. 6-4	高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（加熱速度の影響）	65
Fig. 6-5	高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（水セメント比の影響）	67
Fig. 6-6	高温環境下におけるコンクリートの応力ひずみ関係（円柱供試体） ..	68
Fig. 6-7	加熱後の養生によるコンクリートの圧縮強度の回復（立方体供試体） ..	69
Fig. 6-8	鉄筋の温度依存特性のモデル化	70
Fig. 6-9	高温加熱時におけるコンクリート壁部材の温度と水蒸気圧の検証（一面加熱）	72
Fig. 6-10	高温加熱時における RC 部材内の温度履歴の検証（全面加熱）	74
Fig. 6-11	高温加熱時における RC 柱の変形挙動の検証（一部分加熱）	75
Fig. 6-12	高温加熱時における RC 柱の変形挙動の検証（全面加熱）	77
Fig. 6-13	高温加熱時における RC スラブの変形挙動の検証（一面加熱）	78
Fig. 6-14	高温加熱時における RC 梁の変形挙動の検証（全面加熱）	79
Fig. 7-1	高強度コンクリートにおける高温加熱初期の液状水の漏出	84

Fig. 7-2	局所的な弱点部が高強度コンクリート中の水分移動に与える影響	87
Fig. 7-3	実験概要と水分センサーの動作確認結果	88
Fig. 7-4	実験結果（供試体内部への液状水の浸透時間）	89
Fig. 7-5	実験結果と解析結果（局所的な弱点部による導水管 2 本）の比較	90
Fig. 7-6	各ケースでの主ひずみコンター図（引張ひずみが赤色）	91
Fig. 7-7	微小な導水管の配置による RC 長柱の耐火性向上の検討結果	93

1 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 はじめに

近年における我が国の1年間当たりの火災件数は38,000件近く、その内、建物火災は約20,000件、車両火災は約3,600件である[1.1]。この数は10年前（火災総数約51,000件）と比較すると減少傾向にある[1.1]が、1日に100件（約15分に1件）を超える出火があると考えると予断を許さない状況である。土木構造物においても、車両事故による火災[1.2,1.3]や高架下の積み荷による火災[1.4]、最近では施設の老朽化による火災[1.5]等、多様な要因から発生する火災によって損傷を受ける例が後を絶たない。さらには、建物火災等の火災発生総数は減少傾向にあるものの、地下施設に限った場合の火災の発生件数は、この10年間であまり変化がないと言える[1.6] (Fig. 1-1)。このことから、老朽化した施設が増加していく中で[1.7]、様々な劣化が生じた構造物が火災を受けるリスクが急激に上昇していくことが考えられる。数10年オーダーで劣化が生じたコンクリート構造物の耐火性の検証実験は非常に難しいため、数値解析により火災リスクを検討できるシステムが必要である。なお、地下施設においては補修や更新といったことが難しく、火災後にその構造物がどの程度使用できるのかを判断することもエンジニアに求められる。施設の老朽化による事故だけでなく、相次ぐ災害に見舞われていることで[1.8-1.15] 厳しい状況が続く日本では、火災に対する合理的なアプローチが必須であると言える。

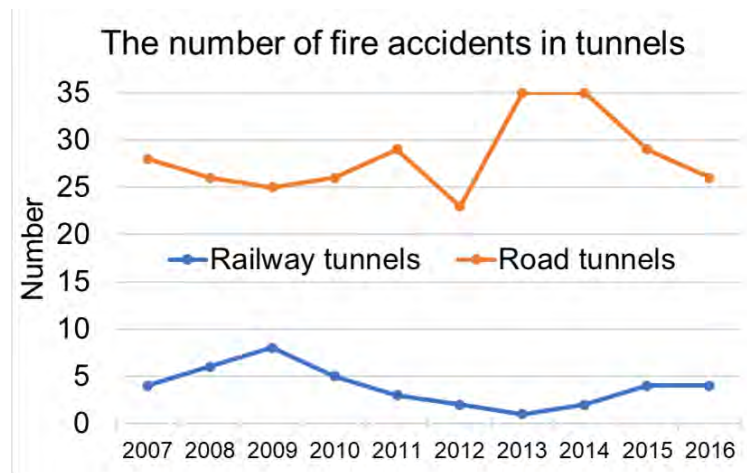


Fig. 1-1 トンネル内車両・施設火災件数の推移 [1.6]

1.1.2 高温領域におけるコンクリートの挙動に関する既往の研究

現在まで、火災を受ける場合を想定した高温領域におけるコンクリートの挙動に関する研究は多く行われており、化学反応等のミクロなレベルから部材変形等のマクロなレベルまで様々な知見が存在する。

ミクロレベルの範囲の研究によれば、セメントが水和反応することで生じた水和生成物はそれぞれ異なる温度範囲で脱水反応を起こし、結晶水を放出する[1.16-1.18]。しかし、脱水反応を

起こして結晶水を失った水和物は、再び液状水と接触することで再水和し結晶水を取り戻す[1.19-1.21]。高温時の脱水反応に応じて、セメントペースト中の空隙構造が粗くなり空隙が増加する[1.22,1.23]。なお、脱水反応により硬化体中の空隙が増えると、外力に対して変形しやすくなる、つまり水和物の空隙構造レベルで剛性が低下することも明らかとなっている[1.24]。

メソレベルの視点では、高温加熱を受けることで、コンクリートの圧縮強度も変化する。水セメント比や使用する材料によっても異なるが、高強度コンクリートの場合、200℃程度までの高温履歴を受けたコンクリートの圧縮強度は上昇し、それ以降の温度を受けると強度低下が著しくなる[1.25-1.27]。800℃程度の高温履歴を受けたコンクリートの圧縮強度は、常温でのその約 20%まで減少する[1.25-1.27]。著しい強度低下が発生した場合でも、そのコンクリートを加熱後に再び養生することで、脱水した水和物の再水和と未水和セメントの水和によって強度が回復する。水中養生を行った場合にその効果は大きく、加熱前の強度程度まで回復する場合もある[1.28,1.29]。また、加熱温度が高温になるほど、最大圧縮強度を示す際のピークひずみも大きくなる（剛性が低下する）ことが分かっており[1.30-1.32]、これには水和物の脱水反応による空隙の増加だけでなく、セメント硬化体内や骨材－セメントペースト間に生じる微細ひび割れの影響も含まれる[1.33-1.35]。

構造的な観点からは、高温環境に晒されたコンクリートの主要な損傷要因の 1 つとして爆裂現象が挙げられる。爆裂を引き起こす主要因として考えられているのは、高温加熱を受けるコンクリート表面に発生する熱応力と水蒸気圧である[1.36-1.40] (Fig. 1-2)。熱応力は、加熱面が高温となり熱膨張を起こすのを周囲のコンクリートが拘束することで発生する。一方、水蒸気圧は空隙中に存在する液状水やセメント水和物から放出された結晶水が蒸発することで生じる。爆裂の発生はこれらの内のどちらかだとする「熱応力説」と「水蒸気圧説」の論争が存在するが、これらが組み合わさった結果として爆裂が起きると考えられる[1.40]。いずれにせよ、爆裂が発生することでコンクリートの有効断面が減少したり、内部の鉄筋が高温環境に晒されたりと、鉄筋コンクリート（RC）構造物の健全性を保つことが難しくなる。このことから、コンクリート構造物が火災を受けた際に爆裂の発生を防ぐことが必須であり、爆裂抑制のための多くの検討が行われている[1.36-1.45]。現状では、爆裂が発生しやすい超高強度コンクリートにはポリプロピレン（PP）繊維を混入させることで、それを防いでいる[1.36,1.40,1.44,1.45]。

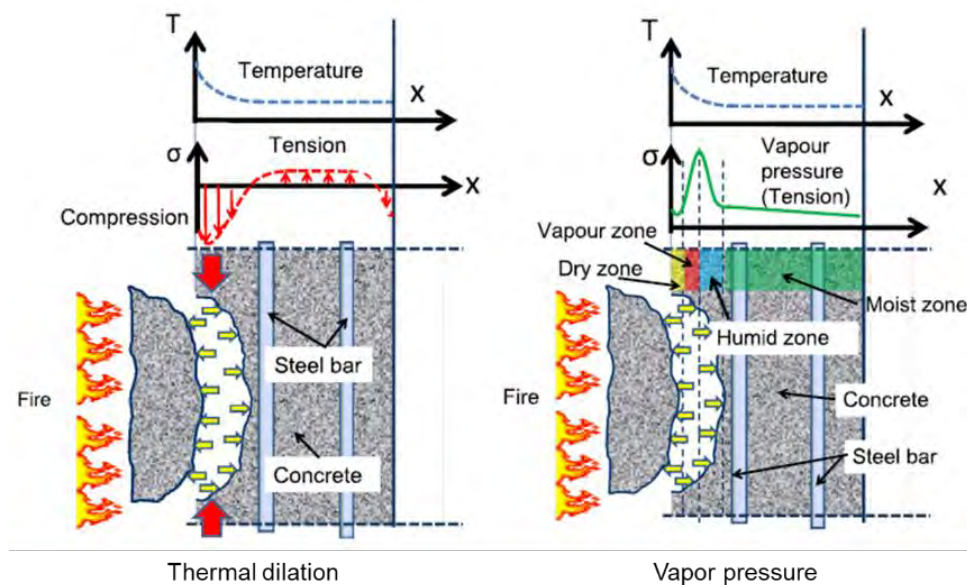


Fig. 1-2 コンクリートの爆裂発生機構[1.36-1.40]

コンクリートの爆裂に関しては、数値シミュレーションによる検討も行われており、これまでに多くの爆裂予測のための数値解析モデルが提案されている[1.46-1.50]。爆裂の発生には、使用材料や強度、養生条件（含水状態）、加熱速度等、様々な影響のために、現在でも予測が非常に難しいとされている。その中でも、これらの検討[1.46-1.50]は、高温時のセメント水和物の脱水やそれに伴うコンクリートの強度低下を簡単に考慮した上で、爆裂リスクを検討している。爆裂の判定には、コンクリートの引張強度と引張応力の関係を用いており、そこには、水蒸気圧と熱応力の両者が考慮されるモデル化がなされている[1.46-1.50]。さらに、臨界温度以上の場合の水蒸気の性質[1.46-1.48]や爆裂パターンごとの発生条件の設定[1.48]、材料のばらつきの影響[1.49]、各水和物の割合と種類ごとの脱水反応温度の違い[1.50]等、爆裂の発生に関わる複雑な要因まで検討できるようなモデルの開発へ努力が重ねられている。

コンクリート構造物が火災による高温環境に晒された際には、以上に述べたことが総合的に重なり合った結果として構造物の挙動に現れる。特に RC 構造物においては、高温下における鉄筋の性質が構造全体の挙動に大きな影響を与える[1.51,1.52]。コンクリート構造物を構成する各 RC 部材については多くの耐火実験（耐火試験）がなされ、その変形挙動が確認されている[1.53-1.60]。これらの耐火試験は数値解析でも検討され、高温下におけるコンクリートと鉄筋の特性（熱伝導率や熱膨張率、強度低下等）を仮定する[1.51,1.52]ことで、高温状態における RC 部材の変形挙動を予測できることが報告されている[1.53-1.60]。構造として引張力に抵抗している部材が加熱された際[1.53,1.54,1.57,1.58]には、部材の崩壊に主として影響を与えるのは鉄筋の挙動であり、圧縮力を受け持つ部材[1.55,1.56,1.59,1.60]ではコンクリートの強度低下や爆裂による断面欠損が終局状態に対して大きな影響を与える。

1.1.3 高温領域におけるコンクリートの挙動に関する研究分野に残る課題

前述した通り、国内外の研究を合わせたこれまでの膨大な量の努力により、一般的に建設に用いられるコンクリート構造物の高温領域における性質や挙動について、大概のことは経験的

に知見が得られている[1.16-1.60]。しかしながら、その知見の大半が実験によって得られたものであるため、言い換えれば、実験によって再現できない規模あるいは期間における知見は存在しないと行って良い。例えば、地盤との相互作用を受ける地中構造物や長期間の環境作用を受けた構造物、消火が困難なことによる長時間火災に晒される可能性のある構造物等の火災リスクについては、全く研究がないのが現状である。また、当然ながら、それを検討可能な数値解析モデルも存在しない。

火災リスクの検討に関しては、火災の影響を受ける可能性が高いこともあり、これまで建築物の分野で盛んに行われてきた。そのため、地盤との相互作用や長期に及ぶ様々な環境作用、数日間にわたる火災等の土木構造物に考えられる状況は想定してこなかったものと推察する。今後は、老朽化した構造物が増加していくため[1.7]、様々な劣化が生じた構造物が火災を受けることで、人命や経済を脅かすリスクが急激に上昇していくことが考えられる。社会基盤に携わるエンジニアとして、これまで想定されていなかった事態について検討を行い、そのリスクに対する知見を得ることが急務であると言える。

このためには、数値解析による検討が必要であり、それを可能とする数値解析モデルが求められる。これまでの研究[1.46-1.50,1.53-1.60]では、限られた配合や環境条件における、10 cm 程度のスケールで爆裂を検討するモデル[1.46-1.50]、または数 m 程度の部材レベルで変形挙動を検討するモデル[1.53-1.60]の大きく 2 種類しか提案されていない。これらのモデルでは、今後想定される事態に対するリスク評価をするには不十分である。例えば、長期間の環境作用を考慮するためには、若材齢からの温度や乾燥条件による強度発現の変化や収縮によるひび割れの発生、それによる鉄筋の腐食等の構造物の劣化進行等を検討できる必要があり、長時間の火災作用を考慮するためには、高温時のセメント水和物の脱水による強度低下や空隙の増加による物質移動抵抗性の変化、爆裂やひび割れの発生後の構造物耐力の低下や変形挙動等を捉える必要がある。

このような課題を克服するためには、セメント水和物の水和や脱水、空隙構造の変化といったミクロスケールから、乾燥や高温作用でのひび割れの発生による物質やエネルギー移動の変化といったメソスケール、これらを統合した部材や構造物の変形といったマクロスケールまでをつなげたマルチスケールにおけるコンクリートの挙動解析モデルが必要である (Fig. 1-3)。

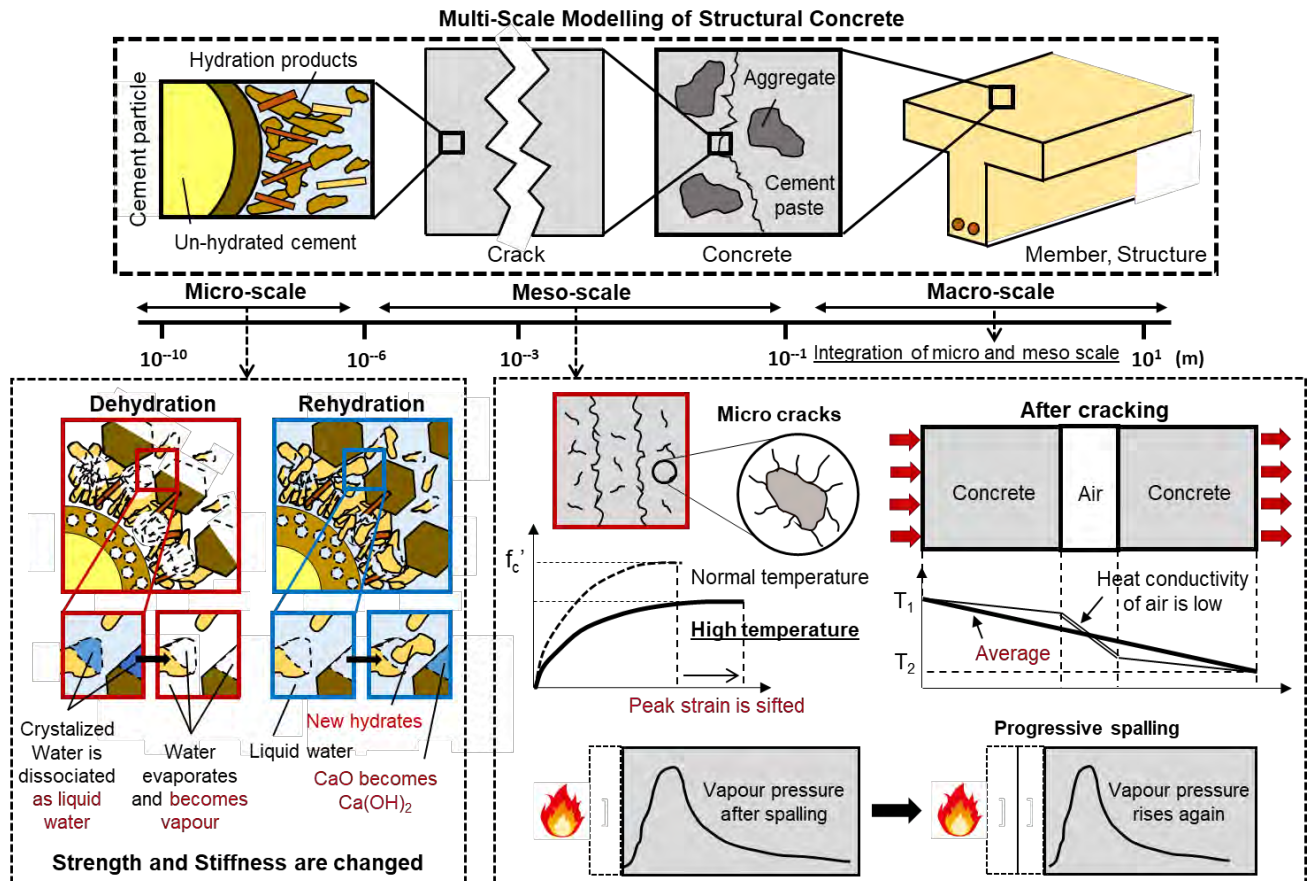


Fig. 1-3 高温時のコンクリート構造物のマルチスケールモデルの概要

1.2 本研究の目的

以上の背景を踏まえ、本研究は、コンクリート構造物の火災時リスク評価を行うことを念頭に置いた、高温領域における鉄筋コンクリートの損傷・熱特性変化に関するマルチスケール統合解析モデルを提案することを目的とした。

本研究で提案する数値解析モデルを用いることで、地盤との相互作用を受ける地中構造物や長期間の環境作用を受けた構造物、消火が困難なことによる長時間火災に晒される可能性のある構造物等、任意の環境条件・火災条件の下での火災リスクを検討できる。

1.3 本論文の構成

本研究では、高温加熱時におけるコンクリートの主要な特性をモデル化し、それをミクロ、メソ、マクロスケールにおける実験結果と比較することで検証を行う。提案モデルの妥当性はマルチスケールにおける検証によって示されるが、同時に、今後の高度化を視野に入れた課題の抽出および新しいアプローチによる火災リスクの低減方法の提案も行うこととした。以下に、本論文の構成を示す。

第1章では、本研究の背景および目的、既往の研究の検討範囲から浮かび上がる本研究における提案モデルの意義をまとめる。

第2章では、本研究の基礎となっているマルチスケール統合解析システム (DuCOM-COM3)

について、特に本研究の提案モデルと密接に関係する部分に限定して述べる。

第3章、第4章、第5章は、本研究の提案モデルの中核となる部分である。第3章では、高温環境下と再養生条件下の2つの環境条件下におけるモデル化を可能な限り簡潔な形で表現している。火災時の高温環境下におけるモデル化では、セメント水和物の脱水反応により水和物から結晶水が解放される挙動を反映する。また、火災後に再び常温環境に置かれることを想定し、脱水反応を起こしたセメント水和物が再水和により結晶水を取り込むモデルを組み込む。

第4章では、高温加熱時のコンクリートの特性変化の1つである、比熱の上昇および熱伝導率の低下に焦点を当ててモデル化を行う。本研究では、基盤のマルチスケール統合解析システムを用いることで、高温環境下での液状水の蒸発、水和物の分解等による熱特性の変化は自動的に追従することが可能であるため、提案モデルにおいては、骨材の鉱物の変質による熱特性の変化およびコンクリート中のひび割れによる熱伝導率の低下をモデル化する。

第5章では、高温暴露されたコンクリートに生じる構造的な損傷の進展モデルを提案する。連続体を扱う有限要素法において、爆裂して構造体から要素が離脱する事象を表現するために連続爆裂モデルを提案する。また、セメント水和物の脱水反応による空隙の増加および微細ひび割れの進展によるコンクリートの剛性低下についてもモデル化する。

第6章では、既存のマルチスケール統合解析システムに対し、第3章から第5章に述べる高温時のコンクリートの特性を組み込んだ提案モデルを、既往の実験結果を用いて検証する。セメント水和物の質量変化や空隙構造の変化といったミクロレベルから、水蒸気圧や圧縮強度の変化といったメソレベル、鉄筋コンクリート部材の変形といったマクロレベルまで、マルチスケールにおける検証により、提案モデルの妥当性および高度化のための課題を示す。

第7章では、妥当性が検証された提案モデルを用いて、高強度コンクリートにおける火災リスクの低減を目指した検討を解析的に行った。高強度コンクリートに繊維を混入することで爆裂等のリスクを低減するのが現在の主流であるが、ここでは、人工的な導水管を配置するという新しいアプローチを提案する。

第8章は結論であり、本研究で得られた成果と今後の課題をまとめる。

なお、本論文においては、コンクリートとして引張軟化に至らない程度のひび割れを微細ひび割れと称することとしている。これは、セメント硬化体内部や骨材－セメント硬化体間に生じる微小なひび割れと、分散ひび割れモデルが想定するコンクリートとしての巨視的なひび割れとを区別するためである。

第 1 章の参考文献

- [1.1] 総務省消防庁：平成 30 年（1 月～12 月）における火災の概要（確定値），消防統計，2019.9
- [1.2] 國島正彦・堀川顕一：日本坂トンネルの火災，失敗知識データベースー失敗百選，
<http://www.shippai.org/fkd/cf/CD0000132.html>
- [1.3] 桑野忠生・増井隆・鈴木寛久・依田勝雄：首都高速 5 号池袋線タンクローリー火災事故の復旧工事ー首都高史上最大規模の構造物損傷を 73 日間で復旧ー，土木学会誌，Vol.93，No.12，2008
- [1.4] 石橋忠良：（災害大国日本鐵道の災害と復旧を通してー明日の技術者へ）第 1 回〔火災〕武蔵野線高架下火災，セメント・コンクリート，Vol.875，2020.1
- [1.5] 経済産業省商務流通保安グループ電力安全課：東京電力パワーグリッド（株）新座洞道火災事故を踏まえた今後の対応について，産業構造審議会 保安分科会電力安全小委員会（第 15 回）資料 3，2017.3
- [1.6] 総務省消防庁：〔地下施設等の災害対策〕ー1. 地下施設等の災害の現況と最近の動向，平成 29 年版消防白書，2017，
<https://www.fdma.go.jp/publication/hakusho/h29/chapter1/section8/para3/2961.html>
- [1.7] 建設通信新聞 DIGITAL：【持続的な地下空間へ】土木学会が地下空間シンポー地下街の老朽化対応や未来の地下空間構想を模索，2020.1，
<https://www.kensetsunews.com/web-kan/413779>
- [1.8] 国土交通省：令和元年台風第 19 号等による被害状況等について（第 52 報），災害・防災情報，2020.01
- [1.9] 国土交通省：令和元年台風第 15 号による被害状況等について（第 31 報），災害・防災情報，2019.12
- [1.10] 国土交通省：平成 30 年北海道胆振東部地震による被害状況等について（第 28 報），災害・防災情報，2019.1
- [1.11] 国土交通省：平成 30 年 7 月豪雨による被害状況等について（第 50 報），災害・防災情報，2018.9
- [1.12] 国土交通省：大阪府北部を震源とする地震について（第 20 報），災害・防災情報，2018.7
- [1.13] 国土交通省：平成 28 年（2016 年）熊本地震について（第 57 報），災害・防災情報，2019.4
- [1.14] 国土交通省：8 月 16 日から続く大雨等による被害状況について（第 34 報），災害・防災情報，2014.11
- [1.15] 国土交通省：東日本大震災の記憶ー国土交通省の災害対応ー，2012.3
- [1.16] H.F.W. Taylor：Cement chemistry (2nd edition)，Thomas Telford Publishing，1997
- [1.17] Q. Zhang，G. Ye：Dehydration kinetics of Portland cement paste at high temperature，Journal of Thermal Analysis and Calorimetry，Vol.110，pp.153-158，2012
- [1.18] H. Sabeur，G. Platret，J.Vincent：Composition and microstructural changes in an aged cement pastes upon two heating-cooling regimes, as studied by thermal analysis and X-ray diffraction，

Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol.126, pp.1023-1043, 2016

- [1.19] C. Alonso, L. Fernandez : Dehydration and rehydration processes of cement paste exposed to high temperature environments, Journal of Materials Science, Vol.39, pp.3015-3024, 2004
- [1.20] S.J. Park, H.J. Yim, H.G. Kwak : Effects of post-fire curing conditions on the restoration of material properties of fire-damaged concrete, Construction and Building Materials, Vol.99(30), pp.90-98, 2015
- [1.21] Y. Lin, C. Hsiao, H. Yang, Y.F. Lin : The effect of post-fire-curing on strength-velocity relationship for nondestructive assessment of fire-damaged concrete strength, Fire Safety Journal, Vol.46(4), pp.178-185, 2011
- [1.22] F.S. Rostásy, R. Weiß, G. Wiedemann : Changes of pore structure of cement mortars due to temperature, Cement and Concrete Research, Vol.10(2), pp.157-164, 1980
- [1.23] 高正遠, 柳東佑, 兼松学, 野口貴文 : 火災加熱環境下におけるコンクリート中の熱・水分移動および爆裂に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.71(607), pp.23-30, 2006
- [1.24] M.J. DeJong, F.J. Ulm : The nanogranular behavior of C-S-H at elevated temperatures (up to 700 °C), Cement and Concrete Research, Vol.37(1), pp.1-12, 2007
- [1.25] G.A. Khoury : Effect of fire on concrete and concrete structures, Progress in Structural Engineering and Materials, Vol.2(4), pp.429-447, 2001
- [1.26] O. Arioz : Effects of elevated temperatures on properties of concrete, Fire Safety Journal, Vol.42(8), pp.516-522, 2007
- [1.27] N. Kakae, K. Miyamoto, T. Momma, S. Sawada, H. Kumagai, Y. Ohga, H. Hirai, T. Abiru : Physical and thermal properties of concrete subjected to high temperature, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.15(6), pp.190-212, 2017
- [1.28] 鈴木将充, M. Henry, 加藤佳孝, 勝木太 : 高温加熱を受けたモルタルの物理化学的性状に及ぼす再養生条件の影響, セメント・コンクリート論文集, Vol.63(1), pp.148-154, 2009
- [1.29] 李柱国, 李慶濤 : 高温加熱を受けたコンクリートの性能回復に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.76(666), pp.1375-1382, 2011
- [1.30] 宮本圭一, 安部武雄 : 高温度における高強度コンクリートの力学的特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.68(574), pp.227-234, 2003
- [1.31] 道越真太郎, 小林裕, 黒岩秀介 : 圧縮力を受けるコンクリートの高温時におけるひずみ挙動, 日本建築学会構造系論文集, Vol.72(621), pp.169-174, 2007
- [1.32] 道越真太郎, 小林裕, 黒岩秀介 : 横拘束されたコンクリートの高温時における圧縮強度に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73(623), pp.143-147, 2008
- [1.33] Y. Li, P. Pimienta, N. Pinoteau, K.H. Tan : Effect of aggregate size and inclusion of polypropylene and steel fibers on explosive spalling and pore pressure in ultra-high-performance concrete (UHPC) at elevated temperature, Cement and Concrete Composites, Vol.99, pp.62-71, 2019

- [1.34] Y. Li, Y. Zhang, E.H. Yang, K.H. Tan : Effects of geometry and fraction of polypropylene fibers on permeability of ultra-high performance concrete after heat exposure, *Cement and Concrete Research*, Vol.116, pp.168-178, 2019
- [1.35] 一瀬賢一, 長尾覚博, 川口徹 : 高温加熱状態における高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.67(557), pp.23-28, 2002
- [1.36] M. Ozawa, H. Morimoto : Effects of various fibres on high-temperature spalling in high-performance concrete, *Construction and Building Materials*, Vol.71, pp.83-92, 2014
- [1.37] F. Ali : Is high strength concrete more susceptible to explosive spalling than normal strength concrete in fire?, *Fire and Materials*, Vol.26(3), pp.127-130, 2002
- [1.38] K.D. Hertz : Limits of spalling of fire-exposed concrete, *Fire Safety Journal*, Vol.38(2), pp.103-116, 2003
- [1.39] Y. Fu, L. Li : Study on mechanism of thermal spalling in concrete exposed to elevated temperatures, *Materials and Structures*, Vol.44, pp.361-376, 2011
- [1.40] J.C. Liu, K.H. Tan, Y. Yao : A new perspective on nature of fire-induced spalling in concrete, *Construction and Building Materials*, Vol.184, pp.581-590, 2018
- [1.41] 田嶋仁志, 角田浩, 川田成彦, 遊佐秀逸, 神田亨 : RC セグメントの耐火構造に関する基礎的実験検証, *トンネル工学研究論文・報告集*, Vol.12, pp.537-542, 2002
- [1.42] P.J.E. Sullivan : A probabilistic method of testing for the assessment of deterioration and explosive spalling of high strength concrete beams in flexure at high temperature, *Cement and Concrete Composites*, Vol.26(2), pp.155-162, 2004
- [1.43] 高野智宏, 堀口敬, 佐伯昇 : 高温加熱を受ける高強度繊維補強コンクリートの耐火性能について, *土木学会論文集 E*, Vol.63(3), pp.424-436, 2007
- [1.44] 小澤満津雄, 森本博昭 : 高温環境下における天然繊維を添加した高強度コンクリートの爆裂抑制効果, *土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造)*, Vol.69(3), pp.324-336, 2013
- [1.45] M. Ozawa, T. Tanibe, R. Kamata, Y. Uchida, K. Rokugo, S.S. Parajulia : Behavior of ring-restrained high-performance concrete under extreme heating and development of screening test, *Construction and Building Materials*, Vol.162, pp.215-228, 2018
- [1.46] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro - thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.26, pp.537-562, 2002
- [1.47] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.192(13-14), pp.1731-1771, 2003
- [1.48] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.195(41-43), pp.5707-5729, 2006
- [1.49] Y. Fu, L. Li : Study on mechanism of thermal spalling in concrete exposed to elevated

- temperatures, *Materials and Structures*, Vol.44, pp.361-376, 2011
- [1.50] J. Zhao, J.J. Zheng, G.F. Peng, K. Breugel : A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure, *Cement and Concrete Research*, Vol.65, pp.64-75, 2014
 - [1.51] 金津努:高温下におけるコンクリートおよび鉄筋の物性, 土木学会論文集, Vol.54(697), pp.13-24, 2002
 - [1.52] 李柱国, 流田靖博: 高温加熱を受けたコンクリートの再養生による性能変化と回復に関する研究－鉄筋との付着強度について, セメント・コンクリート論文集, Vol.69(1), pp.371-378, 2015
 - [1.53] S.J. Foster, C.G. Bailey, I.W. Burgess, R.J. Plank : Experimental behaviour of concrete floor slabs at large displacements, *Engineering Structures*, Vol.26(9), pp.1231-1247, 2004
 - [1.54] S. Bratina, M. Saje, I. Planinc : The effects of different strain contributions on the response of RC beams in fire, *Engineering Structures*, Vol.29(3), pp.418-430, 2007
 - [1.55] V.K.R. Kodur, T.C. Wang, F.P. Cheng : Predicting the fire resistance behaviour of high strength concrete columns, *Cement and Concrete Composites*, Vol.26(2), pp.141-153, 2004
 - [1.56] K.H. Tan, T.T. Nguyen : Experimental behaviour of restrained reinforced concrete columns subjected to equal biaxial bending at elevated temperatures, *Engineering Structures*, Vol.56, pp.823-836, 2013
 - [1.57] L. Lim, A. Buchanan, P. Moss, J.M. Franssen : Numerical modelling of two-way reinforced concrete slabs in fire, *Engineering Structures*, Vol.26(8), pp.1081-1091, 2004
 - [1.58] V.K.R. Kodur, M. Dwaikat : A numerical model for predicting the fire resistance of reinforced concrete beams, *Cement and Concrete Composites*, Vol.30(5), pp.431-443, 2008
 - [1.59] 田嶋仁志, 岸田政彦, 神田亨: 火災高温時におけるRCセグメントの変形挙動に関する部分模型実験, 土木学会論文集 E, Vol.62(4), pp.844-854, 2006
 - [1.60] 田嶋仁志, 岸田政彦, 神田亨, 森田武: 火災高温時におけるシールドトンネル RC 覆工断面の変形挙動解析, 土木学会論文集 E, Vol.62(3), pp.606-618, 2006

2 マルチスケール統合解析システムの概要および

本研究の位置づけ

2.1 はじめに

本研究では、コンクリートの空隙構造形成過程と材料品質の変遷を追跡する 3 次元熱力学解析システムと鉄筋コンクリート (RC) の 3 次元非線形構造解析システムとを双方向に連成させることで、巨視的な RC 構造の変形や損傷と微視的なコンクリート中の物質・エネルギーの生成や移動を統合して評価可能な数値解析システム[2.1-2.3]を用いている (Fig.2-1)。

マルチスケール統合解析システムの概要を簡単に記述する。まず、与えられた配合・環境条件に基づき、複合水和発熱モデルによってセメント中の各鉱物の水和度（最終発熱量に対する積算発熱量の比）が計算される (Fig.2-1 A)。この水和度に基づき、空隙構造形成モデルによりセメント粒子内外に固有の空隙率を持った水和物が生成されることで、セメント硬化体中の微細な細孔組織が逐次形成される (Fig.2-1 B)。細孔組織が形成されると、その空隙構造と空隙量に基づいて透気係数・透水係数が決定され、入力された環境条件に応じて水分保持・移動モデルによりコンクリート中の水分状態が計算される (Fig.2-1 C)。なお、塩化物イオンや二酸化炭素、酸素といった物質移動も各物質の移動モデル中で、セメント硬化体の空隙構造と水分状態に基づき考慮される。

微視的 (10^{-10} m \sim 10^{-6} m) な空隙構造中の熱力学的情報を巨視的な (10^0 m \sim 10^2 m) 鉄筋コンクリートの構造計算と連成するために、セメント水和物とコンクリートの力学モデル (10^{-6} m \sim 10^{-2} m) とコンクリートのひび割れモデル (10^{-2} m \sim 10^0 m) を導入している。本解析システムでは、コンクリートはセメント水和物と骨材の 2 相系モデルと仮定し、セメント水和物のモデルには水和反応に応じて仮想水和殻が形成される Solidification 理論を適用している[2.2,2.4]。各水和殻には、毛細管空隙・ゲル空隙・層間空隙ごとに固有の力学モデルを採用し、コンクリート中の水分状態に応じた収縮やクリープ特性を表現している (Fig.2-1 D)。ひび割れ後のコンクリートの挙動に関しては、アクティブクラックの概念の下で 3 次元 6 方向に展開する非直交ひび割れモデルを適用する。これにより、アクティブクラック面での圧縮・引張・せん断の構成則を用いて、コンクリートの力学的な異方性を表現することが可能となる[2.3,2.5]。これをコンクリート中の鉄筋の挙動と統合することで、鉄筋コンクリートの挙動をモデル化している (Fig.2-1 E)。

以上が、本研究の基盤となるマルチスケール統合解析システムの概要であるが、巨視的な RC 構造の変形や損傷と微視的なコンクリート中の物質・エネルギーの生成や移動を連成して計算することで、使用材料やコンクリートの配合、養生・環境条件、構造物の諸元の基本的な情報を入力するのみで、実構造物スケールのたわみ等の挙動を追跡できることが確認されている[2.6,2.7]。本研究は、この解析システムを 1000℃以上の高温時まで適用可能となるように拡張を試みるものである。したがって、統合解析システムの内、本研究の拡張に深く関連する部分のモデルについて以下に説明する。

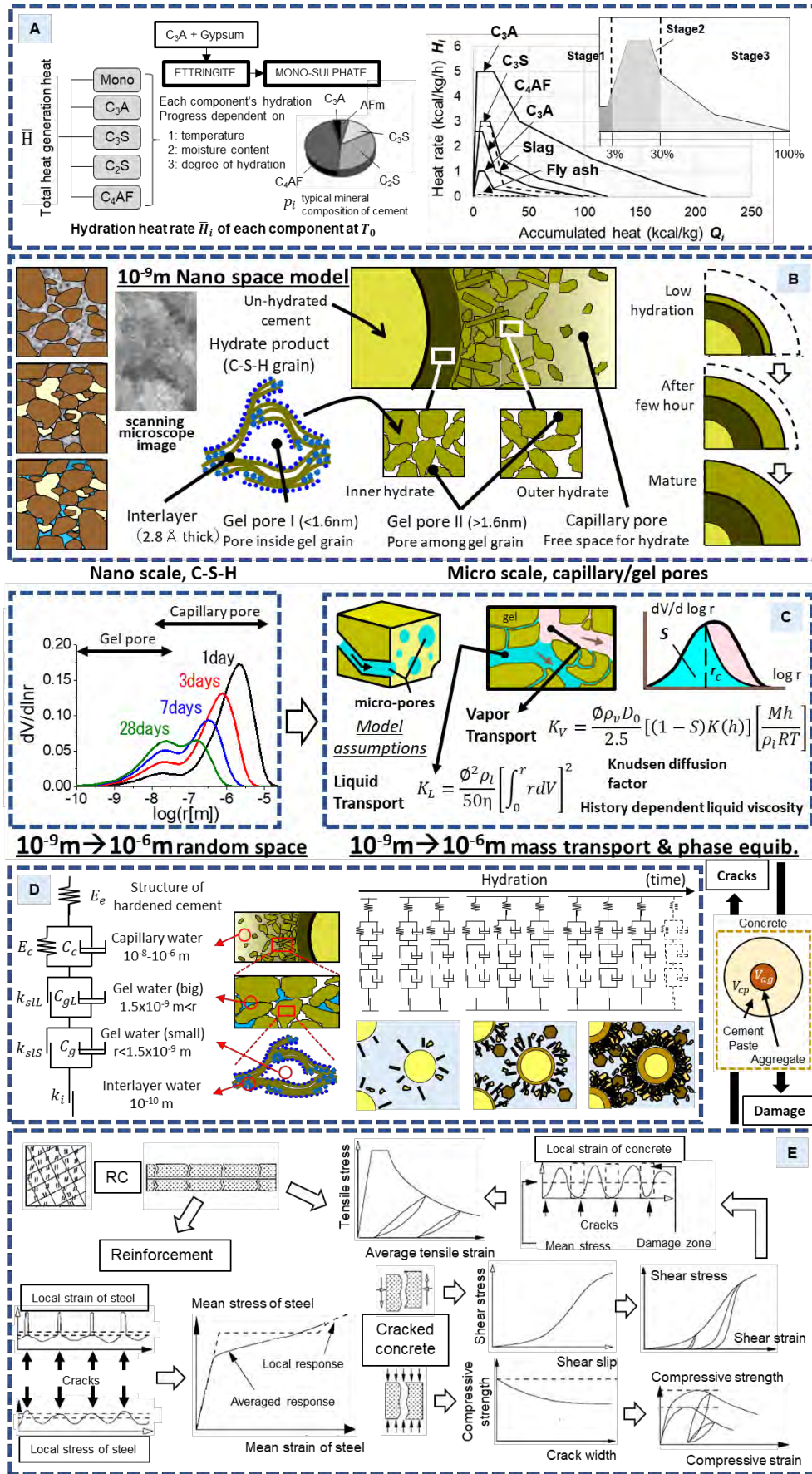


Fig. 2-1 マルチスケール統合解析システムの概要[2.1-2.3]

2.2 複合水和発熱モデル

コンクリート構造物の温度解析において、コンクリート中のセメントの水和発熱過程は非常に重要であり、その特性を断熱温度上昇試験によって同定する場合が多い。しかし、設計される種々の配合に対して、その都度実験によって特性を求めるのは現実的でなく、温度ひび割れ予測が重要となるマスコンクリート構造物では、マスコンクリートのひび割れ制御指針[2.8]により、種々の配合のコンクリートに対して断熱温度上昇を定量的に予測できる経験的なモデルが採用されている。一方で、岸ら[2.9]は、鈴木ら[2.10]の検討を基礎に、セメント中の鉱物ごとに水和反応をモデル化し、鉱物組成比に応じてその発熱速度を足し合わせることでセメント全体の水和発熱速度を求める複合水和発熱モデルを提案した。

セメントを構成する主な鉱物には、セメントクリンカー（エーライト・ビーライト・アルミネート相・フェライト相）と石膏があり、それぞれの鉱物の構成比率はセメントの種類によって異なる。つまり、任意のセメント種類に対応可能な水和発熱モデルとは、鉱物の構成比率に応じてセメントの水和発熱過程を適切に与えるものである必要がある。

セメントの種類によって含まれる鉱物の傾向があるため、セメント全体としての発熱性状を代表する指標を採用することで、マスコン指針[2.8]のようなモデル化も可能である。しかし、各鉱物の水和反応の温度依存性が異なるため、温度履歴が異なると各鉱物の反応速度も変化し、結果として、セメント全体の発熱量に対して、各鉱物の反応率はばらつくこととなる。用いるセメント種類や混和材の組み合わせが複雑となった場合にも対応できる水和発熱モデルとして、本研究で採用する岸らの提案した複合水和発熱モデル[2.2,2.9]では、セメント中の反応を鉱物単位に分解し、個々の反応について各反応間の相互作用も考慮しつつ水和発熱過程を記述する。

各鉱物の反応過程を記述するにあたり、温度一定条件下での発熱速度である基準発熱速度と反応の温度依存性を表す温度活性の2つの材料特性値を用いている。対象とするセメント中の鉱物は、エーライト（ C_3S ）、ビーライト（ C_2S ）、アルミネート相（ C_3A ）、フェライト相（ C_4AF ）および石膏（ $C\bar{S}2H$ ）である。さらに、混合セメントを対象を拡張するにあたり、高炉スラグおよびフライアッシュをそれぞれの反応単位として捉え、構成要素として組み込んでいる[2.2,2.11]。これにより、混合セメント総体の発熱速度 \bar{H} は、各鉱物の反応の和として以下のように表される[2.2,2.9,2.11]。

$$\begin{aligned}\bar{H} = \sum p_i \bar{H}_i = & p_{C_3A}(\bar{H}_{C_3AET} + \bar{H}_{C_3A}) + p_{C_4AF}(\bar{H}_{C_4AFET} + \bar{H}_{C_4AF}) \\ & + p_{C_3S}\bar{H}_{C_3S} + p_{C_2S}\bar{H}_{C_2S} + p_{SG}\bar{H}_{SG} + p_{FA}\bar{H}_{FA}\end{aligned}\quad (2.1)$$

ここで、 i は各クリンカー鉱物、高炉スラグ（SG）またはフライアッシュ（FA）を表す。 \bar{H}_i は鉱物 i の単位重量当たりの発熱速度[kcal/(kg·s)]、 p_i は鉱物 i の組成重量比である。 \bar{H}_{C_3AET} および \bar{H}_{C_4AFET} は C_3A および C_4AF と石膏の反応によるエトリンガイトの生成反応に伴う発熱速度[kcal/(kg·s)]を表す。

高炉スラグおよびフライアッシュの発熱速度についても、セメント中の鉱物と同様に温度一定条件下での発熱速度である基準発熱速度と反応の温度依存性を表す温度活性の2つの材料特性値を用いるが、その反応には、セメントから生成される水酸化カルシウムの刺激を必要とし、反応の進行に伴い水酸化カルシウムを消費する。したがって、水酸化カルシウム量に対する反

応の依存性を表現する係数を用いている[2.2,2.11]。また、混合セメントの水和発熱過程をモデル化するためには、それぞれの反応要素の相互依存性を考慮する必要があり、複合水和発熱モデル[2.2,2.9,2.11]では、相互依存要因として、水和に必要な自由水を各鉱物が共有すること、高炉スラグとフライアッシュの反応にエーライトおよびビーライトから生成される水酸化カルシウムが関係すること、フライアッシュおよび有機混和剤がポルトランドセメントおよび高炉スラグの反応に対して遅延効果を有することを考慮している。これにより、反応間の相互依存性を考慮した各要素の水和発熱速度を以下のように表すことができる[2.2,2.11]。

$$\bar{H}_i = \gamma \beta_i \lambda \mu s_i \bar{H}_{i,T_0}(Q_i) \exp \left\{ -\frac{E_i}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right\} \quad (2.2)$$

$$\bar{Q}_i \equiv \int \bar{H}_i dt \quad (2.3)$$

ここで、 E_i は鉱物 i の活性化エネルギー[kcal・K/(kg・s)]、 R は気体定数[J/(mol・K)]、 \bar{H}_{i,T_0} は基準温度 T_0 における鉱物 i の基準発熱速度[kcal/(kg・s)]であり、積算発熱量 \bar{Q}_i [kcal]の関数である。 γ は初期水和発熱過程におけるフライアッシュおよび有機混和剤による遅延効果を表す係数、 β_i は自由水（析出空間）の減少による発熱速度の低減を表す係数、 λ は液相中の水酸化カルシウム量に依存した高炉スラグおよびフライアッシュの発熱速度の変化を表す係数、 μ はポルトランドセメントの鉱物組成の相違による発熱速度の変化を表す係数、 s_i は粉末度の相違による基準発熱速度の変化を表す係数である。ただし、 γ 、 β_i 、 λ 、 μ の各係数は、それぞれ他の要因の影響による速度変化がない状態に対する変化率を与える係数と仮定し、複数の係数が1未満の低減率を与える場合には、最も小さい係数をもって発熱速度の低減率が与えられるものとしている[2.2,2.11]。

なお、水和反応によって消費される結合水量や水和物の体積、細孔構造を算出するために、複合水和発熱モデルでは、各クリンカー鉱物、高炉スラグおよびフライアッシュの反応率を以下のように定義している[2.2,2.9,2.11]。

$$\alpha_i = \frac{\bar{Q}_i}{\bar{Q}_{i,\infty}} \quad (2.4)$$

ここで、 α_i は各クリンカー鉱物、高炉スラグおよびフライアッシュの反応率（水和度）であり、0～1の値を取る無次元量、 $\bar{Q}_{i,\infty}$ は鉱物 i の最終発熱量[kcal]である。

2.3 空隙構造形成モデル

2.3.1 空隙構造形成モデルの概要

コンクリート中の熱や水分の移動特性には、水和反応によって形成される複雑な空隙構造が密接に関係している。本研究で用いる空隙構造形成モデル[2.2]では、複合水和発熱モデルで計算される水和度（式 2.4 参照）に基づいてコンクリートの細孔構造を算出する。複合水和発熱モデル（2.2）、空隙構造形成モデル（2.3）、水分保持・移動モデル（2.4）を組み合わせることにより、水分状態や温度履歴によって変化する水和反応に応じた強度発現が検討可能となる[2.2,2.12]。

空隙構造形成モデルでは、水和反応の進行によって生じるセメント硬化体中の空隙を層間空

隙 (interlayer pore), ゲル空隙 (gel pore) および毛細管空隙 (capillary pore) に分類している[2.2]。層間空隙はケイ酸カルシウム水和物 (C-S-H) ゲルの層と層の間に生じる水分子 1 つ分の空間, ゲル空隙は C-S-H ゲル内部に取り込まれる空隙と隣接するゲル粒子に挟まれている微小空間の和, 毛細管空隙はセメント粒子外部に形成された C-S-H ゲルや水酸化カルシウム (CH) 結晶で占められていない空間として仮定される (Fig.2-1 B)。

これらの空隙量を算出するため, 本モデルでは, 水和生成物 (ゲル粒子) の体積を水和度と単位水和粉体重量あたりの結合水量を用いて以下のように計算している[2.2]。

$$V_s = \frac{\alpha W_p}{1 - \phi_{ch}} \left(\frac{1}{\rho_p} + \frac{\beta}{\rho_w} \right) \quad (2.5)$$

ここで, V_s は水和生成物の体積[m³/m³], α は平均水和度, W_p は単位セメントペーストあたりの粉体質量[kg/m³], ϕ_{ch} は水和物保有空隙率, ρ_p は粉体密度[kg/m³], β は単位水和粉体重量あたりの結合水量[kg/kg], ρ_w は結合水密度 (=1.25×10³[kg/m³]) である。ゲル粒子の保有空隙率は, 半井らの研究[2.13]により高温履歴による影響を組み込んで 30℃以下では 0.28, 60℃以上では 0.20 とし, その間は線形に低下するパラメータとされている。水和生成物の体積から, 層間空隙率, ゲル空隙率, 毛細管空隙率が以下のように計算される[2.2]。

$$\phi_{lr} = \frac{t_w s_l \rho_g V_s}{2} \quad (2.6)$$

$$\phi_{gl} = V_s \phi_{ch} - \phi_{lr} \quad (2.7)$$

$$\phi_{cp} = 1 - V_s - (1 - \alpha) \left(\frac{W_p}{\rho_p} \right) \quad (2.8)$$

ここで, ϕ_{lr} は層間空隙率, t_w は層間空隙の厚さ (= 2.8Å), s_l は層間空隙の固有表面積[m²/kg], ρ_g はゲル粒子の乾燥密度[kg/m³], ϕ_{gl} はゲル空隙率, ϕ_{cp} は毛細管空隙率である。また, 層間空隙の固有表面積とゲル粒子の乾燥密度は以下の式で表される[2.2]。

$$s_l = 510 f_{pc} + 1500 f_{sg} + 3100 f_{fa} \quad (2.9)$$

$$\rho_g = \frac{\rho_p \rho_w (1 + \beta) (1 - \phi_{ch})}{\rho_w + \beta \rho_p} \quad (2.10)$$

ここで, f_{pc} , f_{sg} , f_{fa} はそれぞれ, 粉体全体中におけるポルトランドセメント, 高炉スラグ, フライアッシュの質量比である。

本モデルでは, コンクリート中の空隙構造を細孔分布密度関数[2.14]を用いて, 層間空隙率, ゲル空隙率, 毛細管空隙率の和として以下のように表している[2.2,2.14]。

$$\phi(r) = \phi_{lr} + \phi_{gl} V_{gl}(r) + \phi_{cp} V_{cp}(r) \quad (2.11)$$

ここで, r は空隙半径, $V_{gl}(r)$ は半径 r 以下のゲル空隙の細孔容積の累積分布を表す関数, $V_{cp}(r)$ は半径 r 以下の毛細管空隙の細孔容積の累積分布を表す関数である。 $V_{gl}(r)$, $V_{cp}(r)$ は Raleigh-Ritz (R-R) 分布関数を仮定しており, それぞれの空隙に対して以下のように定義される[2.2]。

$$V_i(r) = 1 - \exp(-B_i r) \quad (2.12)$$

$$dV_i(r) = B_i r \exp(-B_i r) d \ln r \quad (2.13)$$

ここで, B_i は分布形状を決定するパラメータ[1/m]であり, この逆数は対数軸において細孔径分布の空隙のピーク径 (一般には平均径) を表す。空隙形状を円柱形と仮定すると, 空隙の表面

積が既知であれば以下の関係に基づいて B_i を決定することが可能である[2.2]。

$$S_i = 2\phi_i \int r^{-1} dV = 2\phi_i \int_{r_{min}}^{\infty} B_i r \exp(-B_i r) d \ln r \quad (2.14)$$

ここで、 S_i はゲル空隙、毛細管空隙の単位重量あたりの表面積[m²/kg]、 r_{min} は考慮する最小空隙半径[m]である。ただし、 B_i の解析解を求めるのは困難であるため、本モデルでは B_i を S_i/ϕ_i の関数とする関係式から求めている[2.2]。

2.3.2 空隙構造に基づくコンクリートの圧縮強度

セメント硬化体の強度はその細孔構造に大きく依存すると考えられており[2.15]、強度発現の機構は空隙量によって表現可能である。しかし、この空隙率理論に代表される Ryshkewitch の強度予測式[2.16]では、全ての空隙量範囲に対して実用に足るような精度で強度を予測できない。これは、強度発現が空隙量のみには依存するものではなく、骨格となるセメント硬化体の組織構造に依存しており、さらには、水和物のかさ体積やその種類にも依存しているものであるためと考えられる。したがって、本研究で用いるマルチスケール統合解析システム[2.2,2.3]では、以下に示される初期空隙量に対するセメント粒子の外側に生成する外部水和物量の比を用いた強度発現モデルを採用している[2.2,2.12]。

$$D_{hyd.out} = \frac{V_{hyd.out}}{V_{cap.ini}} = \frac{V_{hyd.total} - V_{hyd.in}}{V_{cap.ini}} \quad (2.15)$$

ここで、 $D_{hyd.out}$ は水和初期の毛細管空隙量に対する外部水和物量の比、 $V_{hyd.out}$ はセメント粒子の外側に生成する外部水和物の体積[m³]、 $V_{cap.ini}$ は水和初期の毛細管空隙の体積[m³]、 $V_{hyd.total}$ は水和生成物全体の体積[m³]、 $V_{hyd.in}$ はセメント粒子の内側に生成する内部水和物の体積[m³]である。なお、水和生成物の体積は、各鉱物の化学反応式に基づいて計算される。

本モデルでは、水和生成物が空間を最密充填した際に到達できる最終到達強度の概念を取り入れて、以下に示すような指数関数の形の強度予測式を用いている[2.2,2.12]。

$$f'_c = \psi f'_\infty \left[1 - \exp \left\{ -\alpha \left(k \frac{D_{hyd.out}}{\theta} \right)^\beta \right\} \right] \quad (2.16)$$

ここで、 f'_c はコンクリートの圧縮強度[MPa]、 f'_∞ は鉱物組成の割合に基づく最終到達強度[MPa]、 ψ は水和生成物の緻密化による最終到達強度の増分を表す係数、 k は水和生成物分布の偏りを表す係数、 θ は粒子間隔を表す係数、 α 、 β は定数である。また、最終到達強度は鉱物および混和材の割合に基づき以下の式で考慮されている[2.2]。

$$f'_\infty = A p_c \frac{p_{C_3S}}{p_{C_3S} + p_{C_2S}} + B p_c \frac{p_{C_2S}}{p_{C_3S} + p_{C_2S}} + C(p_{SG} + p_{FA}) \quad (2.17)$$

ここで、 A 、 B 、 C は定数であり、それぞれ 215、250、260 である。この複合水和発熱モデルと空隙構造形成モデルに基づいた強度発現モデルにより、水和の進展により時間の経過と共に変化するコンクリートの圧縮強度がモデル内で自動的に求められる。

コンクリートの引張強度は、以上で計算された圧縮強度から、以下の式で計算される[2.2,2.3,2.17]。

$$f_t = 0.58 f'_c{}^{2/3} \quad (2.18)$$

ここで、 f_t はコンクリートの引張強度[MPa]である。

2.3.3 水和生成物量に基づくコンクリートの熱容量および熱伝導率

マルチスケール統合解析システムでは、コンクリート中の熱の移動や温度上昇に影響を与える熱容量および熱伝導率も、複合水和発熱モデルと空隙構造形成モデルに基づいて、水和の進行や水分状態に合わせて自動的に計算される[2.2]。

$$C_{con} = W_c \sum_i c_i w_i \quad (2.18)$$

$$K_H = \sum_i k_i V_i \quad (2.19)$$

ここで、 C_{con} はコンクリートの熱容量[J/K]、 W_c はコンクリートの単位体積あたりの質量[kg/m³]、 c_i はコンクリートを構成する要素*i*の比熱[J/(kg·K)]、 w_i はコンクリートを構成する要素*i*の質量比、 K_H はコンクリートの熱伝導率[J/(K·m·s)]、 k_i はコンクリートを構成する要素*i*の熱伝導率、 V_i はコンクリートを構成する要素*i*の体積比、*i*は骨材、未水和のセメント、未反応の高炉スラグ、未反応のフライアッシュ、水和生成物、自由水、吸着水、セメント以外の粉体である。この方法を採用することで、Fig.2-2 に示すように、水和反応の進行に伴うコンクリートの各構成要素の割合の変化に応じて、コンクリートの熱容量および熱伝導率を計算することが可能である[2.2]。

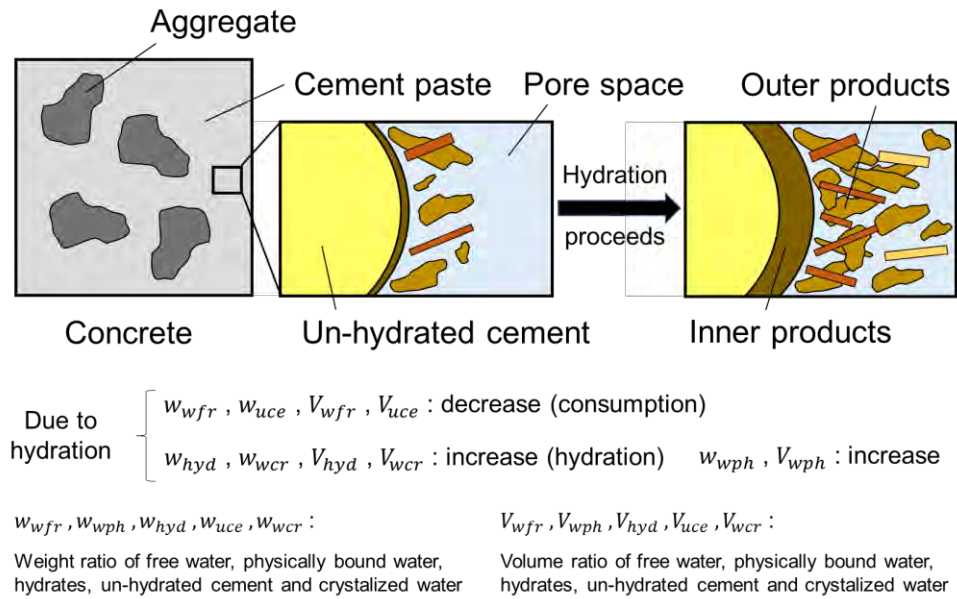


Fig. 2-2 水和反応の進行に伴うコンクリート構成要素の変化の概要図

2.4 水分保持・移動モデル

2.4.1 凝縮水と吸着水による水分保持モデル

多孔質体であるコンクリートは、その空隙構造内部に水分を安定して保持する能力を持つ。コンクリートの劣化につながる水和発熱や自己・乾燥収縮によるひび割れ、長期的に進行する中性化や塩害等の要因は、コンクリート内部の水分状態に大きく依存する。本研究で用いるマルチスケール統合解析システムでは、セメント硬化体を構成する各々の細孔の寸法と、そこに

安定して保持される水分量および全細孔によって保持される水分量を予測し、任意の環境条件下におけるコンクリートの含水状態を得ることの可能なモデルを用いている[2.2,2.18-2.20]。

固体中に存在する微細空隙内では、飽和水蒸気圧よりも小さい蒸気圧の下で気体が液体へと毛管凝縮することで、気液界面が形成される。この微細空隙を円筒形と仮定すると、Kelvin 式を用いて蒸気圧と液状水が存在する細孔半径との関係を以下のように表すことが可能である。

$$\ln \frac{P_v}{P_{v_0}} = - \frac{2\gamma V_m \cos \theta}{RT} \frac{1}{r} \quad (2.20)$$

ここで、 P_v は水蒸気圧[Pa]、 P_{v_0} 飽和水蒸気圧[Pa]、 γ は表面張力[N/m]、 V_m は液体のモル容積[m³/mol]、 θ は液体と固体の接触角[rad]、 R は気体定数[J/(mol·K)]、 T は絶対温度[K]、 r は円筒形の細孔半径[m]である。この関係式から、蒸気圧によって液状水が存在し得る最大の細孔半径が定まる。なお、セメント硬化体は親水性であることから接触角は小さいため、 $\cos \theta = 1$ と仮定している。

水分保持モデル[2.2,2.18-2.20]では、セメント硬化体中の局所的な空隙の相対湿度によって、液状水の存在する最大の空隙半径が定まる時、その半径以下の空隙は全て液状水で満たされると仮定している。したがって、凝縮水による空隙の飽和度は液状水の存在する最大の空隙半径以下の空隙体積の総和として以下で表現される。

$$r_s = - \frac{2\gamma M_w}{RT \rho_l} \frac{1}{\ln h} \quad (2.21)$$

$$S_i = \int_0^{r_s} dV = 1 - \exp(-B_i r_s) \quad (2.22)$$

ここで、 r_s は液状水の存在する最大の空隙半径[m]、 h は相対湿度（飽和水蒸気圧に対する水蒸気圧の比）、 M_w は水の分子量[kg/mol]、 ρ_l は液状水の密度[kg/m³]、 S_i はそれぞれの空隙（層間空隙・ゲル空隙・毛細管空隙）の飽和度、 B_i は細孔の分布形状を決定するパラメータ[1/m]である。

ここまで述べた、細孔内の相対湿度と液状水の存在する空隙半径の関係において、毛管凝縮が生じない空隙においても、壁面への吸着水として液状水が存在することが考えられる。一般には、2 相が接している界面において物理吸着（ファンデルワールス力等による）と化学吸着（化学結合力による）がある。しかし、これら 2 つの吸着力は混在し連続的に変化しているため、明確に分離し定量化することは難しいことから、本モデルにおいては、これらを区別せずに表現する修正 BET 式[2.20]を用いて、以下のように空隙壁面の吸着層厚さを表している[2.2,2.18-2.20]。

$$t_a = \frac{0.525 \times 10^{-8} h}{(1 - h/h_m)(1 - h/h_m + 15h)} \quad (2.23)$$

ここで、 t_a は吸着層厚さ[m]、 h_m は空隙を液状水で完全に満たすのに必要な相対湿度である。 h_m は細孔半径を r_1 とした円筒形を仮定することで、次のように求められる。

$$h_m = \exp\left(\frac{-2\gamma M_w}{RT \rho_l r_1}\right) \quad (2.24)$$

ここで、 r_1 は空隙半径から吸着層厚さを差し引いた距離[m]である。吸着層厚さを考慮することで、毛管凝縮が生じない空隙においても以下のように吸着水による飽和度を算出している

[2.2,2.18-2.20]。

$$S_r = 1 - \left(\frac{r - t_a}{r} \right)^2 \quad (2.25)$$

ここで、 S_r は半径 r の円筒形の空隙中における飽和度である。この飽和度を与えられた空隙径分布に関して積分すると吸着水の影響による飽和度を求めることが可能になる。これにより、空隙全体の飽和度は、凝縮水の寄与による飽和度と吸着水の寄与による飽和度の和として以下のように表現される[2.2,2.18-2.20]。

$$S = \int_0^{r_c} dV + \int_{r_c}^{\infty} S_r dV = S_c + S_{abs} \quad (2.26)$$

ここで、 S は空隙全体の飽和度、 r_c は吸着水層厚さで補正した気液界面の存在する空隙半径[m]、 S_c は凝縮水の寄与による飽和度、 S_{abs} は吸着水の寄与による飽和度である。なお、吸着水層厚さで補正した気液界面の存在する空隙半径 r_c は液状水の存在する最大の空隙半径 r_s よりも大きい値を取り、この半径よりも小さい径を持つ空隙は完全に飽和していると言える。

2.4.2 乾湿繰り返しによる水分状態の履歴挙動

水分保持モデル[2.2,2.18-2.20]では、コンクリートの耐久性劣化要因を定量評価する上で重要となる、乾湿繰り返しを含む任意の環境条件下における水分状態の履歴挙動を含めてモデル化を行っている。コンクリート中の空隙に存在する水分は、Kelvin 式等を用いて水蒸気および液状水の 2 相の平衡状態から水分状態を決定できるはずであるが、乾燥過程と湿潤過程で雰囲気湿度が同じであってもコンクリート中の含水状態が異なることが経験的に分かっている[2.22]。したがって、本モデルでは、インクボトル効果に着目して、コンクリート中の細孔組織の幾何学的構造に基づいた、任意の環境履歴を受ける含水状態の経路依存挙動を以下のように表現している[2.2,2.20]。

$$S_{total} = \begin{cases} S_c + S_{abs} + k S_{ink} = S_c [1 - k \ln(S_c)] + S_{abs} & (\text{drying process}) \\ S_c + S_{abs} & (\text{wetting process}) \end{cases} \quad (2.27)$$

ここで、 S_{total} は空隙の飽和度、 S_{ink} は乾燥過程のインクボトル効果によって閉じ込められた水分に起因する付加的な飽和度、 k はインクボトル水の逸散を表現するパラメータである。なおこのパラメータは乾燥直後に 1.0、乾燥の進行と共に 0.0 に収束するもので、以下のように時間と相対湿度の関数として表される。

$$\frac{dk}{dt} = -C a_{ink}^T a_{ink}^h k \quad (2.28)$$

ここで、 a_{ink}^T は時間依存性を表す係数、 a_{ink}^h は相対湿度への依存性を表す係数、 C は定数である。また、層間空隙中の水分の挙動についても温度依存性を考慮して以下のように表現している[2.2,2.23]。

$$S_{lr}^{env} = \begin{cases} a h^{n_2} + b & (h \geq 0.8) \\ h^{n_1} + c & (h < 0.8) \end{cases} \quad (2.29)$$

ここで、 S_{lr}^{env} は層間による飽和度、 a, b, c は層間水平衡に関する温度依存性を表すパラメータ、 n_1, n_2 は係数である。

2.4.3 水蒸気と液状水の移動モデル

水分移動モデル[2.2,2.18,2.19]では、任意の温度条件下において、間隙水圧勾配と温度勾配を駆動力として、水蒸気と液状水の両者を含めたコンクリート中の水分流束を以下のように表している。

$$J = -(D_p \nabla P_l + D_T \nabla T) \quad (2.30)$$

ここで、 D_p は間隙水圧勾配を駆動力とする水分移動係数[kg/(Pa·m·s)], D_T は温度勾配を駆動力とする水分移動係数[kg/(K·m·s)], P_l は間隙水圧[Pa], T は絶対温度[K]である。これは、系内の水蒸気密度勾配、間隙水圧勾配、絶対温度勾配により以下の式で導かれる[2.2,2.18,2.19]。

$$\begin{aligned} J &= -(D_v \nabla \rho_v + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T) \\ &= -\left\{ D_v \left(\frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} \nabla P_l + \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \nabla T \right) + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T \right\} \\ &= -\left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} + K_l \right) \nabla P_l - \left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial T} + K_T \right) \nabla T \end{aligned} \quad (2.31)$$

ここで、 D_v はコンクリートの水蒸気拡散係数[m²/s], ρ_v は系内の水蒸気密度[kg/m³], K_l はコンクリートの液状水の移動係数[kg/(Pa·m·s)], K_T は水分の温度拡散移動係数[kg/(K·m·s)]であるが、水分の温度拡散移動係数に関しては非常に小さいとして無視している。

多孔質の固体内における気体の拡散現象では、細孔径が大きい場合には分子同士の衝突（分子拡散）が支配的となる一方で、それが小さい場合には細孔壁面への衝突（Knudsen 拡散）が支配的になる。一般的には、分子の平均自由行程に対して、細孔径が 10 倍以上大きい場合には分子拡散、0.1 倍以下の場合には Knudsen 拡散が支配的となり、その中間領域においては両者の影響が混在することとなる[2.24]。また、細孔壁面への吸着現象も、液相と気相の境界が明確でない濃度勾配として存在し、それを駆動力とした表面拡散が生じる。

本モデルでは、空隙構造に起因する複雑な屈曲度や Knudsen 拡散等により、見かけの水蒸気拡散の減少を考慮して水蒸気の流束を以下のように表現している[2.2,2.18,2.19]。

$$q_v = -\frac{\phi D_0(T)}{\Omega} \int_{r_c}^{\infty} \frac{dV}{1 + N_k} \nabla \rho_v = -D_v \nabla \rho_v \quad (2.32)$$

ここで、 ϕ は空隙率、 D_0 は自遊空間における水蒸気拡散係数[m²/s], Ω は空隙の屈曲を表すパラメータ、 N_k は Knudsen 数である。Knudsen 数は空隙径から液状水として考慮した吸着水層厚さを差し引いたものを代表径として以下のように表している。

$$N_k = \frac{l_m}{2(r - t_a)} \quad (2.33)$$

ここで、 l_m は水分子の平均自由行程[m]であり、標準状態において水分子の直径を 0.3nm と仮定した場合には $l_m \approx 100\text{nm}$ となる。

空隙中の液状水移動に関しては、空隙構造に関して液状水流束を積分することにより、連続した空隙中の液状水流束を以下のように求めている。

$$q_l = -\frac{\rho_l \phi^2}{50\eta} \left(\int_0^{r_c} r dV \right)^2 \nabla P_l = -K_l \nabla P_l \quad (2.34)$$

ここで、 ρ_l は液状水密度[kg/m³], η は非理想条件下における液状水の粘性[(N・s)/m²]であり、次のように表される。

$$\eta = \eta_0 \exp\left(\frac{G_e}{RT}\right) \quad (2.35)$$

ここで、 η_0 は理想条件下における液状水の粘性[(N・s)/m²], G_e は非理想条件下において液状水流れに要する付加的 Gibbs エネルギー[kcal/mol]である。

2.5 コンクリートの時間依存複合構成モデル

2.5.1 骨材－セメント硬化体の 2 相系モデル

本研究で用いるマルチスケール統合解析システムでは、コンクリートを骨材とセメント硬化体の 2 相系モデルとして扱っており、体積成分と偏差成分は以下で示される[2.2,2.4,2.25]。

$$\sigma_0 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz} \quad (2.36)$$

$$\varepsilon_0 = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} \quad (2.37)$$

$$S_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{1}{3}\sigma_0\delta_{ij} \quad (2.38)$$

$$e_{ij} = \varepsilon_{ij} - \frac{1}{3}\varepsilon_0\delta_{ij} \quad (2.39)$$

ここで、 σ_0 は体積応力、 S_{ij} は偏差応力テンソル、 σ_{ij} は全応力テンソル、 ε_0 は体積ひずみ、 e_{ij} は偏差ひずみテンソル、 ε_{ij} は全ひずみテンソル、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。この 2 相系モデルでは、コンクリートの平均応力は以下のように表される[2.2,2.4,2.25]。

$$\sigma_0 = V_{ag}\sigma_{ag} + V_{cp}\sigma_{cp} \quad (2.40)$$

$$\varepsilon_0 = V_{ag}\varepsilon_{ag} + V_{cp}\varepsilon_{cp} \quad (2.41)$$

$$\varepsilon_{ag} = \sigma_{ag}/3K_{ag} \quad (2.42)$$

$$\varepsilon_{cp} = f(\sigma_{cp}) \quad (2.43)$$

ここで、 σ_{ag} 、 σ_{cp} は骨材、セメント硬化体の体積応力、 ε_0 は体積ひずみ、 ε_{ag} 、 ε_{cp} は骨材、セメント硬化体の体積ひずみ、 V_{ag} 、 V_{cp} は骨材、セメント硬化体の単位体積[m³/m³], K_{ag} は骨材の体積剛性[Pa]である。

2.5.2 仮想水和殻によるレオロジーモデルの概要

コンクリートの時間依存変形に対しては、自己および乾燥収縮、基本および乾燥クリープに分離・独立させて定量化し、それぞれの組み合わせで全体の挙動を記述する場合が多い。実際、これらは実務において高い利便性を有するが、現象論的な側面から見ると、異なる境界条件における変形挙動を代表しているにすぎない。本研究で用いるマルチスケール統合解析システムでは、細孔内水分の熱力学状態量（空隙内における温度や相対湿度、飽和度、空隙径分布、吸着分子層厚、セメントの水和度）に基づいて、セメント硬化体を構成するゲル粒子自体の変形とゲル粒子から構成される毛細管構造の変形特性を個別にモデル化している[2.2,2.4,2.25]。なお、変形の潜在駆動力として、毛細管張力と吸着水離脱による固体表面エネルギーの変化を用いている。

骨材－セメント硬化体の2相系モデルでは、骨材は弾性体とし、セメント硬化体に関しては水和の進行に伴い仮想水和殻が増加する Solidification 理論[2.26,2.27]に基づいてモデル化している (Fig.2-1 D)。セメント硬化体のひずみは仮想水和殻の生成時期に関わらず共通であるが、新規生成殻に関しては、硬化前のセメントペーストが応力を負担できないことから初期応力をゼロであるとしている。また、各々の仮想水和殻の負担する応力の総和がセメント硬化体の応力に相当するため、体積成分と偏差成分は現時刻 t とその殻が形成された時刻 t' を用いて以下のように水和反応の増分に関する畳み込み積分方程式で示される[2.2,2.4,2.25]。

$$\sigma'_{cp}(t) = \int_{t'=0}^t \sigma_{ly}(t, t') d\Psi(t') \quad (2.44)$$

$$\tau_{cp\,ij}(t) = \int_{t'=0}^t \tau_{0ij}(t, t') d\Psi(t') \quad (2.45)$$

ここで、 $\sigma_{ly}(t, t')$ は仮想殻の体積応力、 $\tau_{0ij}(t, t')$ は仮想殻の偏差応力テンソル、 Ψ は水和度であり、 $\sigma_{ly}(t', t') = 0$ 、 $\tau_{0ij}(t, t') = 0$ でなければならない。

仮想水和殻は、バネ・ダッシュポット・スライダーの組み合わせで表されており、毛細管空隙はバネとダッシュポットによる粘弾性、ゲル空隙はスライダーとダッシュポットによる粘塑性、層間空隙はスライダーによる塑性の挙動を示すものとしてモデル化されている。以下に、それぞれの体積成分に関する定式化を示すが、偏差成分も同様に定式化される。

セメント硬化体全体の弾性変形は仮想水和殻の弾性バネ (Fig.2-1 D) によって以下のように表現される[2.2,2.4,2.25]。

$$\sigma_{ly} = E_e \varepsilon_e \quad (2.46)$$

ここで、 σ_{ly} は仮想水和殻に生じる体積応力、 E_e は弾性バネの体積剛性[Pa]、 ε_e は瞬間弾性ひずみである。生成された仮想水和殻の固体部分の剛性を代表するものが弾性バネの剛性であり、セメント硬化体の体積剛性に基づいて以下のように表現される[2.2,2.4,2.25]。

$$E_e = \frac{dK_{cp}}{d\Psi} \quad (2.47)$$

ここで、 K_{cp} はセメント硬化体の体積剛性[Pa]、 Ψ は水和度である。

応力によって生じる時間依存の可逆変形を代表するため、毛細管空隙に対しては、空隙中の水の移動に関連づけられて、以下のようにバネとダッシュポットの並列構造を仮定している[2.2,2.4,2.25]。

$$\sigma_{ly} = E_c \varepsilon_c + E_c C_c \frac{d\varepsilon_c}{dt} \quad (2.48)$$

ここで、 E_c は弾性バネの体積剛性[Pa]、 ε_c は粘弾性ひずみ、 C_c はダッシュポットの粘性係数[1/day]である。ダッシュポットの粘性係数は、毛細管空隙の状態量（飽和度、空隙構造、水の粘性）に基づいて決定される。粘弾性部分の体積剛性は毛細管空隙構造の時間遅れの変形の収束値を規定するものとして、以下の式で与えられる[2.2,2.4,2.25]。

$$E_c = a_{ec} E_e f_{ec}(S_{cap}) \quad (2.49)$$

$$f_{ec} = 0.5(1 + S_{cap}^2) \quad (2.50)$$

ここで、 a_{ec} は定数、 S_{cap} は時刻 t における毛細管空隙の飽和度である。遅れ可逆変形の終局値と

瞬間弾性変形の比率は 1/4 から 1/2 程度と考えられるため、第一近似として 1/3 としている。また、毛細管空隙の飽和度が小さくなると遅れ可逆変形が大きくなるような関数を採用している。

応力によって生じる非可逆変形を代表するものとして、ゲル空隙を対象とし、空隙中の水分移動とその不可逆性に関連づけて、粘塑性モデルを以下のように表す[2.2,2.4,2.25]。

$$\frac{d\varepsilon_g}{dt} = \frac{1}{C_g}(\varepsilon_{glim} - \varepsilon_{g,eq}) \quad (2.51)$$

$$\varepsilon_{g,eq} = \begin{cases} \max\left(\frac{W}{\sigma_{ly}}, \varepsilon_g\right) & (\text{when } \sigma_{ly} > 0) \\ \min\left(\frac{W}{\sigma_{ly}}, \varepsilon_g\right) & (\text{when } \sigma_{ly} \leq 0) \end{cases} \quad (2.52)$$

$$W = \int \sigma_{ly} d\varepsilon_g \quad (2.53)$$

ここで、 ε_g は粘塑性ひずみ、 ε_{glim} は粘塑性ひずみの収束値、 $\varepsilon_{g,eq}$ は等価塑性ひずみ、 C_g はダッシュポットの粘性係数[1/day]、 W は塑性仕事[J]である。これらの式は、ゲル空隙の大きさに関わらず適用されるが、粘塑性ひずみの収束値やダッシュポットの粘性係数は空隙の大きさと状態量によって変化し、結果として粘塑性ひずみも異なるようモデル化されている。

層間空隙に関しては、毛細管空隙やゲル空隙と比較して非常に小さい空隙であるため、本モデルでは、応力による変形は生じず、熱力学的状態によってのみに依存して塑性変形が生じるものとして簡易的にモデル化している。

$$\frac{d\varepsilon_l}{dt} = E_l \phi_{int} \frac{dS_{int}}{dt} \quad (2.54)$$

ここで、 ε_l は塑性ひずみ、 E_l は単位空隙量あたりの塑性剛性[Pa]、 ϕ_{int} は層間空隙率、 S_{int} は層間空隙の飽和度である。これは、非常に厳しい乾燥状態を除き、通常の状態では影響が小さい。

2.5.3 セメント硬化体と骨材の弾性係数およびポアソン比

骨材－セメント硬化体の 2 相によってコンクリートをモデル化するためには、骨材とセメント硬化体の弾性係数を正確に与える必要がある。骨材の弾性係数に関しては、天然骨材に対する川上らの研究[2.28]による算定式を用いている。

$$E_{ag} = 10^4(23.5\gamma_{ag} - 57.8) \quad (2.55)$$

ここで、 E_{ag} は骨材の弾性係数[MPa]、 γ_{ag} は骨材の比重である。骨材の体積剛性およびせん断剛性は一般の弾性理論と同様に以下の式で表現している。

$$K_{ag} = \frac{E_{ag}}{3(1-2\nu_{ag})}, \quad G_{ag} = \frac{E_{ag}}{2(1+\nu_{ag})} \quad (2.56)$$

ここで、 K_{ag} 、 G_{ag} は骨材の体積剛性[Pa]およびせん断剛性[Pa]、 ν_{ag} は骨材のポアソン比である。

セメント硬化体に関しては、セメント硬化体の弾性係数のデータ[2.29,2.30]に基づいて以下のように算定している[2.2,2.4,2.25]。

$$E_{cp} = 716 f_{cp}^{0.785} \quad (2.57)$$

ここで、 E_{cp} はセメント硬化体の弾性係数[MPa]、 f_{cp} はセメント硬化体の圧縮強度[MPa]である。

セメント硬化体の圧縮強度も既往の研究のデータ[2.29,2.30]に基づき、水セメント比 (W/C) と水和度 (Ψ) の関数となる以下の式で与えている[2.2,2.4,2.25]。

$$f_{cp} = 820 \exp(-0.5 W/C) f(\Psi) \quad (2.58)$$

$$f(\Psi) = \begin{cases} 1.50 - \sqrt{2.47 - 2.22\Psi} & (\Psi \geq 0.1) \\ 0.0 & (\Psi < 0.1) \end{cases} \quad (2.59)$$

セメント硬化体の体積剛性およびせん断剛性も一般の弾性理論と同様に以下の式で表現している[2.2,2.4,2.25]。

$$K_{cp} = \frac{E_{cp}}{3(1-2\nu_{cp})}, \quad G_{cp} = \frac{E_{cp}}{2(1+\nu_{cp})} \quad (2.60)$$

ここで、 K_{cp} 、 G_{cp} はセメント硬化体の体積剛性[Pa]およびせん断剛性[Pa]、 ν_{cp} はセメント硬化体のポアソン比である。

ポアソン比に関して、骨材のポアソン比は 0.2 で一定と仮定しているが、セメント硬化体のポアソン比は分散する骨材の影響を考慮した有効ポアソン比として以下の式で表現している[2.2,2.4,2.25]。

$$\nu_{cp} = \{1 - y(x_p)\} \nu_{cp,pure} \quad (2.61)$$

$$y(x_p) = 0.98(1 - x_p)^{1.8} + 0.02 \quad (y = 0.02 \text{ if } x_p > 1) \quad (2.62)$$

$$x_p = V_{cp} + (E_{cp}/E_{ag}) V_{ag} \quad (2.63)$$

ここで、 $\nu_{cp,pure}$ はセメント硬化体単体でのポアソン比、 x_p はコンクリートから換算されたセメント硬化体の固有体積[m³]である。

2.5.4 セメント硬化体の収縮駆動力

収縮を引き起こす内在的な駆動力に対して、セメント硬化体内に存在する空隙中の水分が大きな影響を与える。10nm より大きな空隙内部に存在する水分では毛細管張力、それより小さい空隙内の水分では分離圧に起因する駆動力が卓越すると仮定されている。そこで、本モデルでは、以下の式のように収縮駆動力による応力を毛細管張力と分離圧に起因する駆動力の和として表現している[2.31]。

$$u_s = u_{sc} + u_{sd} \quad (2.64)$$

$$u_{sc} = A (V_{cp,L} + V_{gl,L}) P_l \quad (2.65)$$

$$u_{sd} = F_0 - F_t \quad (2.66)$$

ここで、 u_s は収縮駆動力による応力[Pa]、 u_{sc} は毛細管張力による駆動力[Pa]、 u_{sd} は分離圧に起因する収縮駆動力[Pa]、 A は感度解析より求められた定数、 $V_{cp,L}$ は半径 10nm 以上の毛細管空隙に存在する水分量[m³/m³]、 $V_{gl,L}$ は半径 10nm 以上のゲル空隙に存在する水分量[m³/m³]、 P_l は間隙水圧[Pa]、 F_0 はセメント硬化体の骨格から受ける引力[Pa]、 F_t は分離圧による壁面への斥力[Pa]である。

水和収縮はセメントと水の水和反応によって生じる水和生成物の体積が反応前のセメントと水の体積の合計より小さいことによって発生するとされている。一方で、自己収縮は巨視的に生じるコンクリートの体積変化と定義される。凝結前の段階においては、セメントペーストの水和収縮が巨視的な体積変化に直結するが、セメント硬化体の骨格形成後の水和収縮による体

積変化は、セメント硬化体内部に新たな空隙を形成すると考えられている。凝結後、水和反応が進むにつれて、一部の水和収縮は新たな空隙形成へと転換し、ある部分の水和収縮は巨視的な自己収縮への寄与分として現れると考えられる。そこで、本モデルでは、セメント粒子の間隔に応じて、水和収縮が自己収縮に異なる寄与を与えると仮定し、以下のように表現している[2.31]。

$$\varepsilon_{ch} = v_{ch} f(\delta_m) \quad (2.67)$$

ここで、 ε_{ch} は水和収縮に起因する自己収縮、 v_{ch} は水和収縮、 δ_m は空隙構造形成モデルから算出されるセメント粒子の外部析出層の最大厚さ[m]であり、使用する結合材の平均粒径およびブレン値より求められる。なお、 $2\delta_m$ はセメントの平均間隔という物理的意味を持つ。 $f(\delta_m)$ は粒子の平均間隔をパラメータとした自己収縮に対する水和収縮の寄与分である。水和収縮は定義から以下の式で表している[2.31]。

$$v_{ch} = \frac{W_{ch}}{1/\rho_l - 1/\rho_{ch}} \quad (2.68)$$

ここで、 W_{ch} は単位コンクリート体積あたりの結合水質量[kg/m³]、 ρ_l は液状水の密度[kg/m³]、 ρ_{ch} は結合水の密度[kg/m³]である。また、 $f(\delta_m)$ は、低水セメント比のモルタルおよびコンクリートの自己収縮挙動を参照した感度解析から、以下のように決定している[2.31]。

$$f(\delta_m) = 0.045 \exp(-a\delta_m^b) \quad (2.69)$$

ここで、 a 、 b は定数であり、水セメント比 50%程度のコンクリートでは自己収縮に寄与する水和収縮の影響はほぼゼロとなる。低水セメント比となりセメント粒子の間隔が狭まると、水和収縮による自己収縮の影響が表れる。

骨材の体積変化はコンクリートの収縮量に大きな影響を与えることが知られている[2.32,2.33]。乾燥による骨材の収縮は、セメント硬化体の収縮機構と同様に、毛細管張力や固体表面エネルギーの増大が発生原因であり、骨材内部の水分状態に依存すると推測されるが、骨材により収縮量のばらつきが大きい。本モデルでは、種々の骨材の実験結果[2.32,2.33]に基づいた骨材の飽和度と収縮量の関係を用いて、骨材に生じる体積ひずみを以下のように定式化している[2.2,2.34]。

$$\varepsilon_{ag}^{sh} = \begin{cases} \varepsilon_{ag,max}^{sh} (1.0 - S_{ag}/0.95) & (S_{ag} \leq 0.95) \\ 0.0 & (S_{ag} > 0.95) \end{cases} \quad (2.70)$$

ここで、 ε_{ag}^{sh} は乾燥に伴う普通骨材の収縮ひずみ、 $\varepsilon_{ag,max}^{sh}$ は絶乾時の骨材収縮ひずみの最大値、 S_{ag} は骨材の飽和度である。なお、乾燥初期における水分逸散は粗大空隙から生じるが、その時点では毛細管張力や固体表面エネルギーの変化による収縮量は小さいと考えられるため、飽和度が 0.95 以下になるまでは骨材の収縮量を単純にゼロとしている。

2.6 巨視的な挙動に着目した鉄筋コンクリートモデル

2.6.1 鉄筋コンクリートの構成則

前節で述べたコンクリートの時間依存複合構成モデル[2.2,2.4,2.25]は、骨材やセメントペースト内部の熱力学状態に基づいて、微視的機構と巨視的な変形特性を関連づけるものであり、微細き裂や微視的損傷等の無い状態における時間依存応答に対応する。一方で、鉄筋コンクリ

ート（RC）構造としての変形挙動を表すためには、大小様々なひび割れの存在や鉄筋－コンクリート間の付着、ひび割れ面におけるせん断伝達機構等を考慮する必要がある（Fig.2-1 E）[2.2,2.3]。本研究で用いるマルチスケール統合解析システムでは、分散ひび割れモデルを基にした3次元のRC構成則を、2次元における多方向非直交ひび割れモデル、1次元における圧縮・引張・せん断伝達モデルを組合せることで階層的に構成して用いている[2.3,2.35]。

本モデルの基本となる1次元のコンクリートの圧縮・引張・せん断伝達の各構成則は、コンクリートの損傷の程度を表す破壊パラメータで代表させることにより、複数のひび割れを含む複雑な挙動を空間平均化して簡潔に表現している[2.3]。

$$\sigma'_c = E_0 K_c \varepsilon_e \quad (2.71)$$

$$\sigma_c = E_0 K_T \varepsilon_e \quad (2.72)$$

$$\tau_c = X \tau_{or}(\delta, \omega) \quad (2.73)$$

ここで、 σ'_c はコンクリートの圧縮応力[Pa]、 σ_c はコンクリートの引張応力[Pa]、 τ_c はコンクリートのせん断応力[Pa]、 E_0 は初期剛性[Pa]、 K_c は圧縮に対する破壊パラメータ、 K_T は引張に対する破壊パラメータ、 X は繰り返し载荷によるせん断応力低下を表す破壊パラメータ、 τ_{or} は接触密度関数から求められるせん断応力[Pa]、 ε_e はコンクリートの弾性ひずみ、 δ はひび割れ面相互の相対ずれ、 ω はひび割れ幅[m]である。コンクリートのひずみは、弾性ひずみと塑性ひずみの和として以下の式で表現される。

$$\varepsilon_c = \varepsilon_e + \varepsilon_p \quad (2.74)$$

ここで、 ε_c はコンクリートのひずみ、 ε_p はコンクリートの塑性ひずみである。以上の構成則は、载荷履歴やひび割れの影響による剛性低下、ひび割れ面における骨材の摩擦、高応力作用時のクリープ破壊の進行といった挙動に対応するものであり、曲げやせん断破壊のような部材レベルでの静的・動的な構造挙動から高サイクルの疲労の挙動に至るまで多数の検証が行われ、その妥当性が確認されている[2.2,2.3]。

本モデルでは、コンクリート中の鉄筋についてもモデル化されている。鉄筋の降伏はひび割れ位置で最初に発生するため、分散ひび割れモデルに基づいて要素内で平均化した際のコンクリート中の鉄筋の平均応力－平均ひずみ関係における鉄筋の降伏点は、鉄筋単体の降伏点よりも低下する[2.3,2.36]。モデル化においては、このような分散ひび割れモデルの適用を前提とした鉄筋の構成則を採用しており、鉄筋を微小要素の集合体と仮定し、その要素ごとの塑性挙動に不均一さの構造を導入することでバウシinger効果も考慮している[2.37]。これにより、鉄筋の降伏以降の繰り返し载荷について高い精度で再現可能である[2.3]。

2.6.2 圧縮もしくは引張を受けるコンクリートの構成則

前述した式によって表現される圧縮コンクリートの構成則は、破壊パラメータにより高応力および圧縮軟化領域における塑性や損傷の進行を考慮している。圧縮に対する破壊パラメータは高い応力を受けることでコンクリート内に微細なひび割れが生じることを意味しており、弾性バネの生存率（0～1の値を取る）で表現される。圧縮コンクリートにおける非線形特性は载荷履歴に応じて刻々と変化する塑性ひずみと破壊パラメータによって表され、時刻 t とその時刻における弾性ひずみに関連づけて以下のように考慮される[2.3]。

$$d\varepsilon_p = \left(\frac{\partial \varepsilon_p}{\partial t} \right) dt + \left(\frac{\partial \varepsilon_p}{\partial \varepsilon_e} \right) d\varepsilon_e \quad (2.75)$$

$$dK_C = \left(\frac{\partial K_C}{\partial t} \right) dt + \left(\frac{\partial K_C}{\partial \varepsilon_e} \right) d\varepsilon_e \quad (2.76)$$

引張コンクリートの構成則においては、複数のひび割れを含んだ要素全体の平均応力－平均ひずみ関係として、ひび割れ以後の繰り返し載荷により鉄筋とコンクリート間の付着が劣化する影響も考慮しながら、コンクリートの剛性低下を以下の式で表している[2.38]。

$$dK_T = Fdt + Gd\varepsilon + Hd\varepsilon \quad (2.77)$$

ここで、 Fdt 、 $Gd\varepsilon$ 、 $Hd\varepsilon$ はそれぞれ、時間依存による損傷、疲労による損傷、損傷の進行率を表す項である。 $Hd\varepsilon$ は岡村らによる引張軟化の式[2.3]から以下のように得られている。

$$H = \begin{cases} -(1 + \alpha) \left(\frac{f_t}{E_0} \right) \varepsilon_{cr}^\alpha \varepsilon_{max}^{-(\alpha+2)} & (\text{when } d\varepsilon > 0 \text{ and } \varepsilon = \varepsilon_{max}) \\ 0 & (\text{when } d\varepsilon \leq 0 \text{ or } \varepsilon < \varepsilon_{max}) \end{cases} \quad (2.78)$$

ここで、 α は補強材とコンクリートの付着に関する係数（通常の異形鉄筋では 0.4 を用いる）、 ε_{cr} はひび割れ発生ひずみ、 ε_{max} は過去の履歴における最大ひずみ、 f_t はコンクリートの引張強度、 E_0 は初期の接戦弾性係数[Pa]である。 Fdt は時間依存性の巨視的な剛性低下を表し、既往の引張クリープ試験から以下のように得られている。

$$F = \begin{cases} 10^{-5} S^3 (K_T - 0.5)^2 & (\text{when } \varepsilon_{max} < \varepsilon_{cr}) \\ 10^{-6} S^6 & (\text{when } \varepsilon_{max} \geq \varepsilon_{cr}) \end{cases} \quad (2.79)$$

$$S = \frac{E_0 K_T \varepsilon}{f_t} \quad (2.80)$$

$Gd\varepsilon$ は低応力高サイクルの疲労による損傷の進行を表すものであり、引張疲労試験結果を用いて以下の式が提案されている。

$$Gd\varepsilon = K_T \left(\frac{\sigma_{tp}}{\sigma_{env}} \right)^{20} d\tilde{\varepsilon}, \quad \sigma_{env} = f_t \left(\frac{\varepsilon_{cr}}{\varepsilon_{tp}} \right)^\alpha \quad (2.81)$$

$$d\tilde{\varepsilon} = \begin{cases} 0 & (\text{when } d\varepsilon \geq 0) \\ 9 \gamma^8 \left(\frac{d\varepsilon}{\varepsilon_0} \right), & \gamma = \frac{\varepsilon - \varepsilon_{tp}}{\varepsilon_{max}} \quad (\text{when } d\varepsilon < 0) \end{cases} \quad (2.82)$$

ここで、 σ_{tp} 、 ε_{tp} は折り返し点の応力およびひずみである。

2.6.3 ひび割れ面におけるせん断伝達機構

ひび割れ面におけるせん断伝達の構成則では、せん断応力はひび割れ面の各凹凸に作用する微小応力の総和として以下のように表現されている[2.3]。

$$\tau_{or} = \int_{-\frac{\pi}{2}}^{\frac{\pi}{2}} R'_c(\omega, \delta, \theta) \sin \theta d\theta \quad (2.83)$$

ここで、 ω はひび割れ幅[m]、 δ はひび割れ面相互の相対ずれ、 θ は接触単位の角度[rad]である。また、疲労によってひび割れ面が平滑化し、ひび割れに沿った方向のせん断伝達が低下する影

響は以下のように考慮している[2.3]。

$$X = 1 - \frac{1}{10} \log_{10} \left(1 + \int \left| d \left(\frac{\delta}{\omega} \right) \right| \right) \geq 0.1 \quad (2.84)$$

第2章の参考文献

- [2.1] 石田哲也, 前川宏一: 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, 土木学会論文集, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [2.2] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi: Multi-Scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2008
- [2.3] K. Maekawa, A. Pimanmas, H. Okamura: Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press, 2003
- [2.4] S. Asamoto, T. Ishida, K. Maekawa: Time-dependent constitutive model of solidifying concrete based on thermodynamic state of moisture in fine pores, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.4(2), pp.301-323, 2006
- [2.5] 福浦尚之, 前川宏一: 非線形支配ひび割れ面の三次元同定と空間平均化構成則の高度化, 土木学会論文集 E, Vol.65(1), pp.118-137, 2009
- [2.6] K. Maekawa, N. Chijiwa, T. Ishida: Long-term deformational simulation of PC bridges based on the thermo-hygro model of micro-pores in cementitious composites, Cement and Concrete Research, Vol.41(12), pp.1310-1319, 2011
- [2.7] K. Maekawa, X. Zhu, N. Chijiwa, S. Tanabe: Mechanism of long-term excessive deformation and delayed shear failure of underground RC box culverts, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.14(5), pp.183-204, 2016
- [2.8] Japan Concrete Institute: Guidelines for Control of Cracking of Mass Concrete 2016, 2016
- [2.9] 岸利治, 前川宏一: ポルトランドセメントの複合水和発熱モデル, 土木学会論文集, Vol.29(526), pp.97-109, 1995
- [2.10] 鈴木康範, 辻幸和, 前川宏一, 岡村甫: コンクリート中に存在するセメントの水和発熱過程の定量化, 土木学会論文集, Vol.12(414), pp.155-164, 1990
- [2.11] 岸利治, 前川宏一: 高炉スラグおよびフライアッシュを用いた混合セメントの複合水和発熱モデル, 土木学会論文集, Vol.33(550), pp.131-143, 1996
- [2.12] 小田部裕一, 岸利治: コンクリートの品質予測・施工管理支援に向けた水和反応・強度発現モデルの開発, 生産研究, Vol.57(2), pp.111-118, 2005
- [2.13] 半井健一郎, 石田哲也, 岸利治, 前川宏一: セメント硬化体組織構造の温度依存性に基づく熱力学連成解析の高度化, 土木学会論文集, Vol.69(802), pp.61-78, 2005
- [2.14] 下村匠, 前川宏一: 微視的機構に基づくコンクリートの乾燥収縮モデル, 土木学会論文集, Vol.28(520), pp.35-45, 1995
- [2.15] T. C. Powers: The Physical Structure and Engineering Properties of Concrete, Portland Cement Association, 1958
- [2.16] E. Ryshkewitch: Composition and strength of porous sintered alumina and zirconia, Journal

- of the American Ceramic Society, Vol.36, pp.65-68, 1953
- [2.17] 岡村甫：コンクリート構造の限界状態設計法 [第2版], 共立出版, 1984
 - [2.18] R. P. Chaube, K. Maekawa : A study of the moisture transport process in concrete as a composite material, Proceedings of the JCI Vol.16(1), pp.895-900, 1994
 - [2.19] R. P. Chaube, K. Maekawa : A Permeability model of concrete considering its microstructural characteristics, Proceedings of the JCI Vol.18(1), pp.927-932, 1996
 - [2.20] A. Hillerborg : A modified absorption theory, Cement and Concrete Research, Vol.15(5), pp.809-816, 1985
 - [2.21] 石田哲也, R. P. Chaube, 岸利治, 前川宏一：任意の乾湿繰り返しを受けるコンクリートの含水状態予測モデル, 土木学会論文集, Vol.35(564), pp.199-209, 1997
 - [2.22] 秋田宏, 藤原忠司, 尾坂芳夫：モルタルの乾燥・吸湿・吸水過程における水分移動, 土木学会論文集, Vol.13(420), pp.61-69, 1990
 - [2.23] 石田哲也, 前川宏一, 岸利治, 磐田吾郎, 楠原千佳子：温湿度履歴に関するセメント硬化体中の水分平衡・移動モデルの高度化, 土木学会論文集, Vol.68(795), pp.39-53, 2005
 - [2.24] R. T. Yang : Gas Separation by Adsorption Processes, Imperial College Press, 1997
 - [2.25] 朱銀邦, 石田哲也, 前川宏一：細孔内水分の熱力学的状態量に基づくコンクリートの複合構成モデル, 土木学会論文集, Vol.63(760), pp.241-260, 2004
 - [2.26] Z. P. Bažant : Solidification theory for concrete creep. I: Formulation, Journal of Engineering Mechanics, Vol.115(8), 1989
 - [2.27] Z. P. Bažant : Solidification theory for concrete creep. II: Verification and application, Journal of Engineering Mechanics, Vol.115(8), 1989
 - [2.28] 川上英男：骨材種類がコンクリートの力学的挙動に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13(1), pp.63-68, 1991
 - [2.29] 清原千鶴, 永松静也, 佐藤嘉昭, 上田賢司：コンクリートのヤング係数の推定式, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21(2), pp.601-606, 1999
 - [2.30] 清原千鶴, 永松静也, 佐藤嘉昭, 三橋博三：混和材を用いたコンクリートのヤング係数と収縮ひずみに関する一考察, コンクリート工学年次論文集, Vol.24(1), pp.339-344, 2002
 - [2.31] 石田哲也, Y. Luan : 水和収縮と細孔内水分の形態に立脚した収縮駆動モデルの再構築, 土木学会論文集 E2, Vol.68(4), pp.422-436, 2012
 - [2.32] 後藤幸正, 藤原忠司：乾湿に伴う骨材の体積変化, 土木学会論文報告集, No.247, pp.97-108, 1976
 - [2.33] 後藤幸正, 藤原忠司：コンクリートの乾燥収縮に及ぼす骨材の影響, 土木学会論文報告集, No.286, pp.125-137, 1979
 - [2.34] 浅本晋吾, 石田哲也, 前川宏一：骨材特性との連関を考慮した複合構成モデルによるコンクリートの収縮解析, 土木学会論文集 E, Vol.63(2), pp.327-340, 2007
 - [2.35] 前川宏一, 福浦尚之：疑似直交2方向ひび割れを有する平面RC要素の空間平均化構成モデルの再構築, 土木学会論文集, Vol.45(634), pp.157-176, 1999

- [2.36] 玉井真一，島弘，出雲淳一，岡村甫：一軸引張部材における鉄筋の降伏以後の平均応力－平均ひずみ関係，土木学会論文集，Vol.6(378)，pp.239-247，1987
- [2.37] 福浦尚之，前川宏一：RC 非線形解析に用いる鉄筋の繰返し履歴モデル，土木学会論文集，Vol.35(564)，pp.291-295，1997
- [2.38] 久末賢一，前川宏一，半井健一郎：ひび割れを含む RC 部材の平均引張剛性の経時変化と乾燥収縮の影響，土木学会第 60 回年次学術講演集，Vol.5(278)，2005

3 高温環境下におけるセメント水和生成物の崩壊と

加熱後の養生による再水和モデル

3.1 はじめに

コンクリート構造物において、火災による高温作用は熱－化学－構造の連成問題となる。第1章で述べたように、これまでの多くの研究により、高温環境下では、コンクリート中の様々な部分でセメント水和物の脱水反応や損傷の進展、それに伴う強度の低下が起こるが、火災後に再び養生をすると、再水和によって強度の回復が見られることが分かっている (Fig.3-1) [3.1-3.25]。

第2章に述べたマルチスケール統合解析システム（以下、ベースモデルと呼ぶ）に対してこれらの知見を組み込むことで、セメントの水和反応によるコンクリートの強度発現から、高温環境下におけるセメント水和物の脱水反応加熱による強度低下、その後の養生による強度回復までを任意の時刻において追跡可能な数値解析モデルを提案する。

前述の通り、これまでに高温環境下における爆裂についての研究は非常に多く行われており [3.18,3.19,3.21-3.34]，爆裂を引き起こす主要因の1つである水蒸気圧の発生には、コンクリート中に保持されている液状水だけでなく、セメント水和物の脱水反応によって放出された結晶水も寄与することが分かっている [3.25,3.34]。これは、近年、使用頻度が高まっている超高強度コンクリートにおいて影響が大きくなると考えられており [3.18,3.19,3.25]，火災時の鉄筋コンクリート部材の挙動を予測する上で必要不可欠な情報である。また、コンクリート構造物の中には、火災等の非常時に損傷を受けても修復や取替えが容易に行えない構造物（主に地下構造物）や早急な復旧が求められる構造物（都心部の高速道路や鉄道等）が存在する。このような構造物においては、火災時の耐火時間だけでなく、高温作用を受けた後の残存耐力や変形の評価も重要となる。したがって、本研究で提案するモデルでは、これらの将来的な要求に対応することを念頭に置いて、Fig.3-1 に示すように高温環境下からその後の常温環境下における現象も扱うこととした。

以下に詳細を記述する提案モデルでは、1) 高温環境下において、a) セメント水和物の脱水反応により水和物から結晶水が解放され、b) 水和物全体の体積から解放された結晶水の体積が減少することでセメント硬化体中の空隙が増加し、c) コンクリートの強度低下や物質移動性が変化する挙動と、2) 再養生条件下において、a) 脱水反応を起こしたセメント水和物が再水和により結晶水を取り込み、b) 再び体積が増加することで空隙構造が密となり、c) 強度や物質移動抵抗性が向上する挙動の両者を、ベースモデル [3.35-3.37] を最大限に活かすことによって可能な限り簡潔な形で表現している。

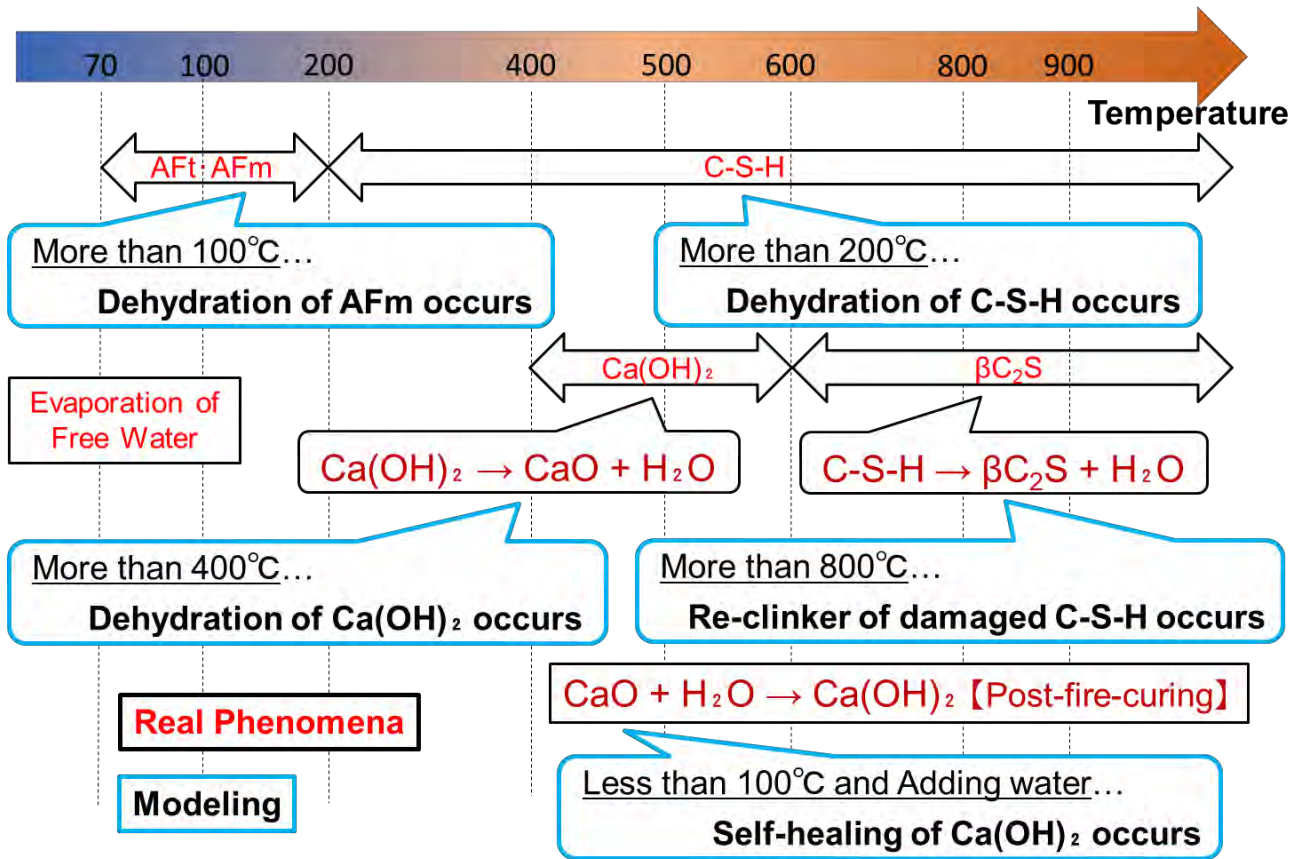


Fig. 3-1 セメント水和生成物の崩壊と再水和のモデル化の概念

3.2 水和生成物の崩壊

3.2.1 モノサルフェート（AFm）の脱水モデル

日本コンクリート工学会の研究委員会報告書[3.38]（以下、報告書と呼ぶ）によると、エトリンガイトは受熱温度が 70°C～100°Cになると脱水反応が起こり、モノサルフェートは 100°C～200°Cで分解することが分かっている。

ベースモデル[3.35-3.37]では、セメントの水和初期におけるエトリンガイトの生成とその後のモノサルフェートへの遷移が考慮されている。本研究の対象とするコンクリート構造物においては、火災を受けるまでに十分な期間が経っていると考えられるため、大部分のエトリンガイトがモノサルフェートへと遷移していると仮定し、提案モデルでは、モノサルフェートの崩壊モデルのみ扱うこととした。実際には、モノサルフェートの分解は 200°Cまでに終了する[3.38]が、脱水モデルを可能な限り簡潔に表現するために、以下の式により、100°C～200°Cで大部分の脱水反応が起こりつつ、1000°C以上まで微量の脱水反応が続くような形で表した。

$$W_{d(AFm)} = W_{AFm} \left[1 - \left(\frac{100}{T_{\max(AFm)}} \right)^{1.5} \right] \quad (3.1)$$

ここで、 $W_{d(AFm)}$ は脱水反応によってモノサルフェートから解放される結晶水量[kg/m³]、 W_{AFm} は脱水反応前のモノサルフェートの結晶水量[kg/m³]、 $T_{\max(AFm)}$ はモノサルフェートが過去に受熱した最高温度[°C]（ただし、100°C < $T_{\max(AFm)}$ ）である。

なお、建設中の火災事故等、若材齢で火災の影響を受ける場合や膨張剤を用いたコンクリート構造物を検討する際には、エトリンガイトの脱水による影響も大きくなると考えられる。モデル化において、エトリンガイトの質量減少と自由水の蒸発による質量減少の判別が付きにくく検証が困難であるとも言えるが、提案モデルの適用範囲の拡大のため、今後の検討課題としたい。

3.2.2 ケイ酸カルシウム水和物（C-S-H）の脱水モデル

既往の研究[3.3,3.38-3.41]によると、C-S-H は 200℃程度から脱水反応が始まり、600℃程度までにピークを迎えるが、その後もフェーズを変えながら C-S-H の分解が続くとされている。また、600℃～800℃程度では、分解した C-S-H により β -C₂S や C₃S, C₄AF の生成が確認されている。

提案モデルでは、これらの現象を簡潔にモデル化した。分解した C-S-H による β -C₂S や C₃S, C₄AF の生成に関しては、後述する再クリンカー化モデルにて検討を行っているため、ここでは 200℃程度から開始するとされる C-S-H の脱水反応のモデルについて記述する。C-S-H の脱水モデルに関してもモデル化の簡潔化のため、モノサルフェートの脱水モデルと同様に 1000℃以上まで微量の脱水反応が続くような形で表現しているが、以下のように 200℃～600℃で結晶水量が大きく減少する定式化を行った。

$$W_{d(CSH)} = W_{CSH} \left[1 - \left(\frac{200}{T_{\max(CSH)}} \right)^{0.6} \right] \quad (3.2)$$

ここで、 $W_{d(CSH)}$ は脱水反応によって C-S-H から解放される結晶水量[kg/m³], W_{CSH} は脱水反応前の C-S-H の結晶水量[kg/m³], $T_{\max(CSH)}$ は C-S-H が過去に受熱した最高温度[℃] (ただし、200℃ < $T_{\max(CSH)}$) である。

3.2.3 水酸化カルシウム（CH）の脱水モデル

報告書[3.38]によると、水酸化カルシウムの脱水反応によると考えられる質量減少は 450℃～600℃で発生し、脱水反応の結果として炭酸カルシウムが生じるとされている。しかし、水酸化カルシウムに関する既往の研究[3.43]によると、水酸化カルシウム単体での脱水反応による質量減少は 400℃～450℃程度で発生している。

提案モデルでは、モノサルフェート、C-S-H、水酸化カルシウムの脱水反応を個別に扱っていることから、水酸化カルシウム単体での特性[3.42]を採用し、以下のように表現した。

$$W_{d(CH)} = \begin{cases} W_{CH} \left(\frac{T_{\max(CH)} - 400}{50} \right) & (\text{when } 400^\circ\text{C} < T_{\max(CH)} < 450^\circ\text{C}) \\ W_{CH} & (\text{when } 450^\circ\text{C} \leq T_{\max(CH)}) \end{cases} \quad (3.3)$$

ここで、 $W_{d(CH)}$ は脱水反応によって水酸化カルシウムから解放される結晶水量[kg/m³], W_{CH} は脱水反応前の水酸化カルシウムの結晶水量[kg/m³], $T_{\max(CH)}$ は水酸化カルシウムが過去に受熱した最高温度[℃] (ただし、400℃ < $T_{\max(CH)}$) である。

なお、既往の研究[3.38,3.42]による分解が起こる温度範囲の差は、セメント硬化体中の水酸化カルシウムがその周囲を他の水和物に囲まれているために生じると考えられる。まだ推測の段

階ではあるが、セメントの水和反応によって水和物が生じる際に、各鉱物の相互作用による影響が出るのと同様に、水和物が脱水反応をする際にも、各水和物の相互作用により何らかの影響が発生する可能性がある。この相互作用に関しては、現状、脱水反応に対して大きな影響は及ぼしていないことを確認している。

また、水酸化カルシウムは空気中の二酸化炭素と結合して、炭酸カルシウムに変化する。この中性化の影響は、ベースモデル[3.35-3.37]で考慮することが可能である。しかし、中性化する範囲はコンクリート構造物においてごく表層であることから、高温加熱時に、セメント水和物の分解に比べて、炭酸カルシウムの分解がコンクリート構造物全体の挙動に与える影響は小さいと考えた。したがって、現時点では、炭酸カルシウムの分解反応は考慮していない。

脱水反応におけるセメントの水和物同士の相互作用による影響と炭酸カルシウムの分解モデルについては、必要に応じて今後の検討課題としたい。

3.2.4 ポゾラン生成物の脱水モデル

近年、耐久性の向上を目的としてコンクリートに混和材として用いられる高炉スラグやフライアッシュは、セメントの水和反応によって生じる水酸化カルシウムと結合して、ポゾラン反応層を生成する。これは、ケイ素（Si）やアルミニウム（Al）の含有量の多い C-S-H 相であると考えられており、セメントの水和物の脱水反応において、400℃～450℃で起こる水酸化カルシウムの急激な結晶水の解放を抑制する。

ポゾラン材料を混合したコンクリートを高温加熱した際の強度については、多くの研究が存在する[3.43-3.49]が、我々は、400℃程度での水酸化カルシウムからの結晶水の解放が少なくなるため、爆裂抑制の観点で期待をしている。一方で、ポゾラン反応層によりコンクリートの空隙構造が緻密化するため、水蒸気が移動しにくくなり、爆裂のリスクを上昇させる可能性もある。ポゾラン材料を混合することで、火災時のコンクリートにどのような影響があるのかを検討するために、近年、日本において使用頻度が高まっている高炉スラグについて、ポゾラン反応層の脱水モデルを組み込んだ。セメントに対する高炉スラグの置換率を変化させたセメントペーストの熱重量分析結果に基づいて、以下のように定式化を行った。

$$W_{d(SG)} = W_{SG} \left[1 - \left(\frac{100}{T_{\max(SG)}} \right)^{0.23 \left(1 + \frac{100}{T_{\max(SG)}} \right)} \right] \quad (3.4)$$

ここで、 $W_{d(SG)}$ は脱水反応によって高炉スラグによるポゾラン反応層から解放される結晶水量[kg/m³]、 W_{SG} は脱水反応前の高炉スラグによるポゾラン反応層の結晶水量[kg/m³]、 $T_{\max(SG)}$ は高炉スラグによるポゾラン反応層が過去に受熱した最高温度[℃]（ただし、100℃ < $T_{\max(SG)}$ ）である。

3.2.5 脱水した水和物の再クリンカー化モデル

前述したとおり、既往の研究[3.3,3.4,3.38-3.41,3.50]によると、600℃～800℃程度では、分解した C-S-H により β-C₂S や C₃S, C₄AF の生成が確認されている。これは、水和反応で生成した C-S-H がクリンカーに戻るような現象（以下、再クリンカー化と呼ぶ）であり、水和反応の逆反

応が起きているように仮定することができる。

提案モデルでは、簡易的に、1) クリンカーに戻ることができるのはすでに結晶水を解放したモノサルフェートおよび C-S-H に限られ、2) その C-S-H の受熱温度が 800℃以上になった場合に再クリンカー化が開始・進行し、3) 受熱温度が 800℃以上で、2 時間以上が経過すると、再クリンカー化が可能なモノサルフェートおよび C-S-H は全てクリンカーの状態に戻るという仮定を与え、以下のように表現した。

$$\frac{d\alpha}{dt} = -C_{rc}(W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)}) \quad (3.5)$$

ここで、 α は複合水和発熱モデルで計算される水和度、 C_{rc} は再クリンカー化の速度を規定する係数であり、現時点では簡易的に、2 時間以上が経過すると、再クリンカー化が終了するような係数としている。この係数に関しては、長時間火災に晒される可能性のあるコンクリート構造物を扱っていく上で、今後も議論の余地があると考えているが、現状では安全側の設定をしている。

3.3 加熱後養生による再水和

3.3.1 加熱後の養生による再水和の概念

高温環境下におけるコンクリート挙動のモデル化については、これまで多くの研究が行われている[3.24,3.31-3.34,3.51-3.58]が、加熱中のコンクリートに生じる爆裂現象やそれに伴う構造物の耐力低下を予測することを目的としており、高温加熱後の常温環境時まで検討範囲に入れたものは存在しない。火災のリスクが大きく、断面寸法も小さいことから倒壊の危険性が生じる建築分野において高温環境時のコンクリートに関する研究が盛んであるが、火災を受けた建築物は、補修して供用し続けるよりも建て直すのが一般的である。つまり、人命を守る観点から、火災時に構造物が倒壊しないかどうかを検討する方が、火災後に再供用できるかどうかを検討するよりも圧倒的に重要視される傾向にあると言える。しかしながら、近年、火災リスクが上昇している交通量の多い高速道路や鉄道、重要インフラが通る地下構造物等を含む土木構造物においては、火災後に早急な復旧が求められたり、そもそも更新が困難であったりと、火災の損傷を受けた後の再供用についての検討が必要であると言える。

火災後に常温環境に置かれたコンクリートは、高温時に分解したセメント水和物が再水和して再び水和物に戻ることで強度が回復する[3.4-3.6,3.13,3.59]。この時、主に再水和するのは水酸化カルシウムが分解して生じる反応性の高い酸化カルシウムであり、その反応は十分に早いことが分かっている[3.13]。水酸化カルシウムの結晶は、セメント水和物の中で最も大きい結晶であることから、酸化カルシウムの再水和が加熱後のコンクリートの強度に与える影響は大きいと考えられる。

このことから、本モデルでは、加熱後の養生によって再び水和物に戻ることが可能なのは高い反応性を持つ酸化カルシウムのみと仮定し、再水和モデルを導入する (Fig.3-1)。なお、再水和するのは酸化カルシウムのみであるが、低水セメント比のコンクリート等、未反応のセメントが残っている場合、他のセメント水和物の分解反応によって生じた空隙に新たなセメント水和物が析出することが可能であるとしている。この時の水和反応の反応速度や強度発現等は、

2 章に述べた複合水和発熱モデルと空隙構造形成モデル[3.35,3.36]に準ずるものとしている。

3.3.2 酸化カルシウム（CaO）の再水和モデル

前述の通り，火災を受けたコンクリート構造物の再供用の可否について検討するには，加熱後の養生による酸化カルシウムの再水和反応をモデル化する必要がある。再養生により酸化カルシウムが再び水和するためには，1) 水酸化カルシウムの分解によって生じた酸化カルシウムが存在すること，2) 酸化カルシウムの近傍に水和に必要な液状水が存在すること，の 2 つの条件が必要だと仮定した。

これらを基に，本モデルでは，高温時の分解で生じた酸化カルシウムが多いほど，液状水が多く存在するほど再水和反応の速度は大きくなり，再水和の進行によってこれらが少なくなると反応速度も小さくなるとして，以下の式で再水和モデルを表現した。

$$W_{r(CH)} = \int C_{rh} W_{d(CH)} W_{free} dt \quad (3.6)$$

ここで， $W_{r(CH)}$ は酸化カルシウムの再水和によって生じた水酸化カルシウムの結晶水量[kg/m³]， W_{free} は酸化カルシウムの再水和に寄与できる自由水量[kg/m³]， C_{rh} は反応速度を規定するパラメータであり，既往の研究[3.60]を参考にしながら，十分な自由水が存在する場合，酸化カルシウムの再水和が 2 日間で完了するように与えている。このように，再水和反応は，加熱後の養生によるコンクリートにおいて，短期的な強度回復として寄与する。

本モデルでは，分解したモノサルフェートおよび C-S-H は再水和しないと仮定している。しかし，セメント水和物が分解した部分には空隙が生じ，新たな水和物が析出できる空間が形成される。したがって，低水セメント比のコンクリート等の未水和のセメントが存在する場合は，加熱後の養生によって長期的に強度が回復し，水セメント比の違いによる影響を考慮できるようなモデル化を行った。

3.4 脱水・再水和モデルと空隙構造形成モデル，水分移動・保持モデルとの連成

3.4.1 セメント水和物の脱水・再水和過程による空隙構造の変化

本研究で提案する，式 (3.1) から式 (3.4) および式 (3.6) に示したセメント水和物の脱水および再水和モデルをベースモデル[3.35,3.36]に連成することで，高温加熱環境下におけるセメント水和物の結晶水量が算出可能となる (Fig.3-2)。2 章に既述したように，ベースモデル[3.35,3.36]では各鉱物の水和度を複合水和発熱モデルから計算するが，その水和度に応じて，以下のようにセメント水和物の結晶水量を算出する。

$$\beta = \sum_i \alpha_i w_i \quad (3.7)$$

ここで， β は単位水和粉体重量あたりのセメント水和物の結晶水量[kg/kg]， α_i は鉱物*i*の水和度， w_i は鉱物*i*における単位重量あたりの結晶水量[kg/kg]である。

本モデルでは，算出されたセメント水和物の結晶水量から，高温環境下での脱水反応によって失われる結晶水量を引く形で以下のように考慮した (Fig.3-2)。

$$\beta = \sum_i \alpha_i w_i - \beta_d \quad (3.8)$$

$$\beta_d = \frac{W_{d,crw}}{\alpha W_{pow}} \quad (3.9)$$

$$W_{d,crw} = W_{d(AFM)} + W_{d(CSH)} + W_{d(CH)} - W_{r(CH)} \quad (3.10)$$

ここで、 β_d は単位水和粉体重量あたりのセメント水和物から解放される結晶水量[kg/kg]、 $W_{d,crw}$ はセメント水和物から解放される結晶水量[kg/m³]、 α は水和度、 W_{pow} は粉体重量[kg/m³]である。結晶水量が求まると、2章で説明した空隙構造形成モデル[3.35,3.36]によって、コンクリート中の空隙率が以下のように計算される (Fig.3-2)。

$$\phi(r) = \phi_{lr} + \phi_{gl}\{1 - \exp(-B_{gl}r)\} + \phi_{cp}\{1 - \exp(-B_{cp}r)\} \quad (2.11)$$

ここで、 r は空隙半径、 ϕ_{lr} 、 ϕ_{gl} 、 ϕ_{cp} はそれぞれ層間空隙率、ゲル空隙率、毛細管空隙率、 B_{gl} 、 B_{cp} はそれぞれ、ゲル空隙、毛細管空隙の分布形状を決定するパラメータであり、この逆数は対数軸において細孔径分布の空隙のピーク径（一般には平均径）を表す。なお、この空隙率が変化することで、コンクリートの強度も変化する。これは、脱水反応によって空隙率が増加するとコンクリートの強度は低下し、再水和反応によって空隙率が減少するとコンクリート強度は増加することが、自動的に計算されることを意味する。

3.4.2 空隙率の変化に伴う透気係数・透水係数の変化

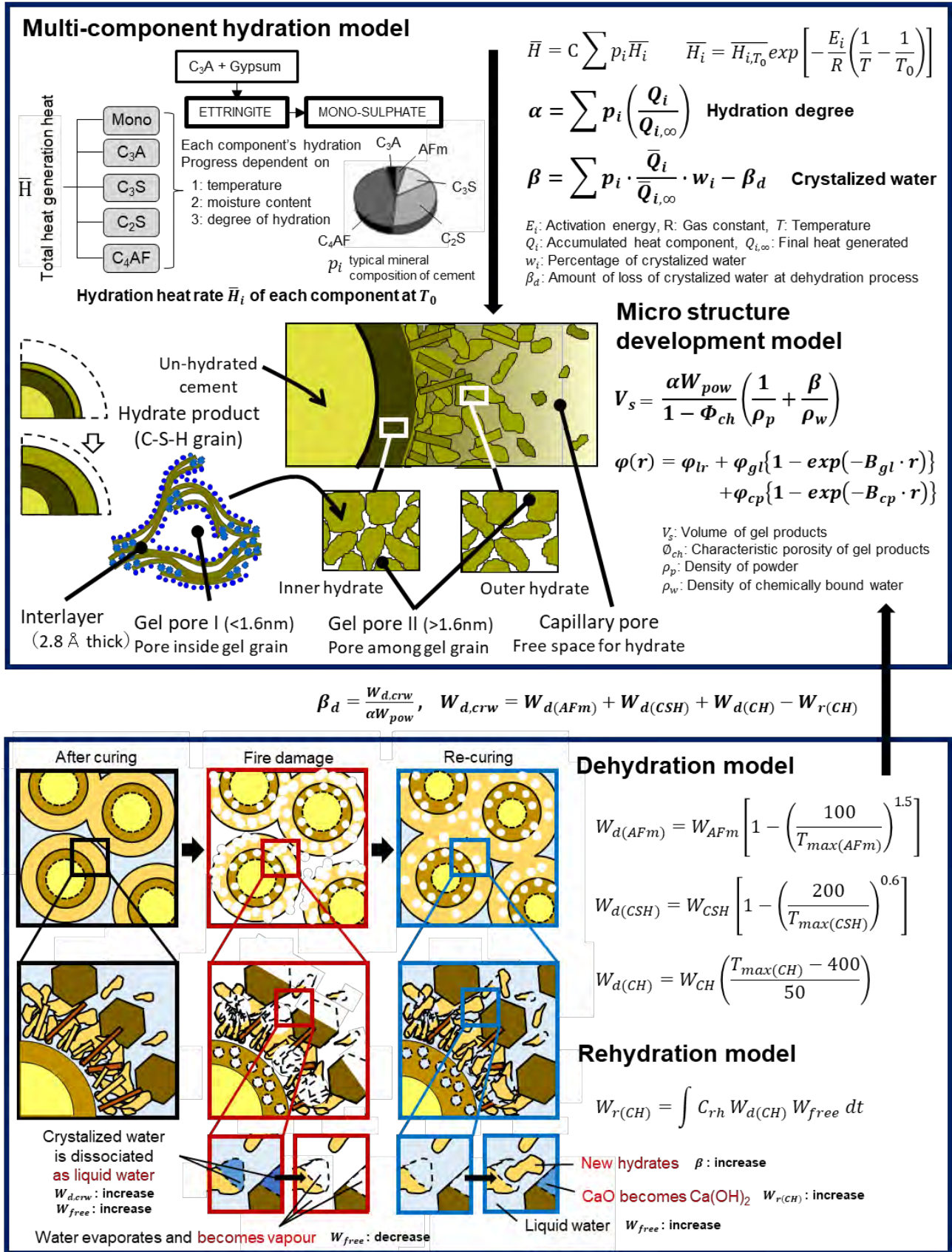
以上に述べたモデルによりコンクリート中の空隙率が決定されると、水分移動・保持モデルから、空隙率に基づいた透水係数や透気係数が以下のように算出される (Fig.3-3) [3.35,3.36]。

$$K_l = -\frac{\rho_l \phi^2}{50\eta} \left(\int_0^{r_c} r dV \right)^2 \quad (3.11)$$

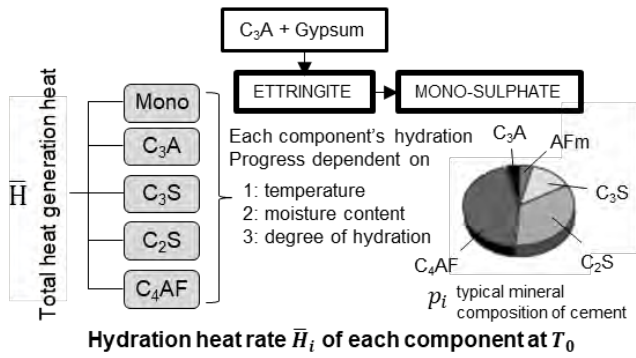
$$K_v = -\frac{\phi \rho_v D_0}{2.5} [(1-S)K(h)] \left[\frac{Mh}{\rho_l RT} \right] \quad (3.12)$$

ここで、 K_l は液状水の透水係数[kg/(Pa·m·s)]、 ϕ はコンクリートの空隙率、 ρ_l は液状水の密度[kg/m³]、 η は非理想状態での液状水の粘性、 r_c は気液界面が生じる空隙半径[m]、 r は空隙半径[m]、 K_v は水蒸気の透気係数[kg/(Pa·m·s)]、 ρ_v は水蒸気の密度[kg/m³]、 D_0 は大気圧下での水蒸気の透気係数[kg/(Pa·m·s)]、 S は細孔内の飽和度、 $K(h)$ は Knudsen 係数、 M は水の分子量[kg/mol]、 h は細孔内の相対湿度、 R は気体定数[J/(mol·K)]、 T は絶対温度[K]である。

本研究の提案モデルでは、式 (3.11) および式 (3.12) によって、セメント水和物の脱水反応や再水和反応の影響で空隙率が変化すると、自動的に物質移動性（ここでは、透気係数と透水係数）も変化する。セメント水和物の脱水反応と再水和反応のモデルを組み込むだけで、高温時における空隙構造の変化から物質移動性の変化まで一貫してモデル化することに成功したことが、本研究の重要な点の1つである。提案モデルを用いることで、高温環境下で刻一刻と変化するコンクリート内部の状態に応じて、液状水や水蒸気の移動を検討することが可能であると言える。



Multi-component hydration model

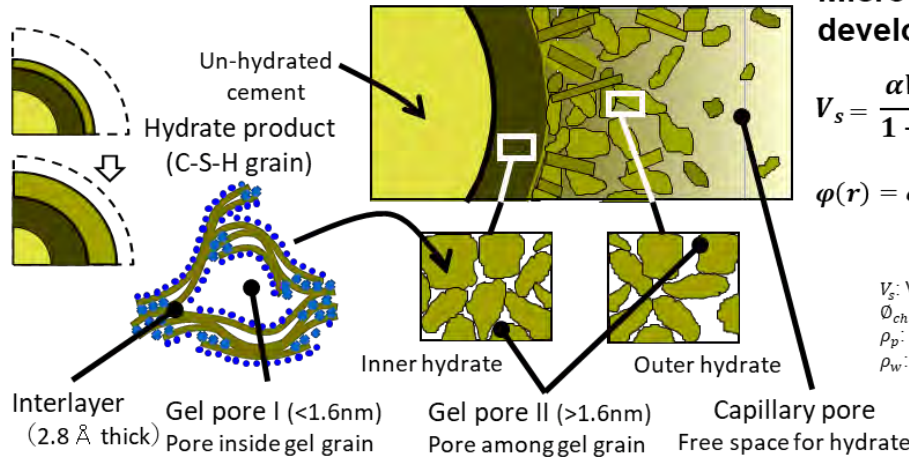


$$\bar{H} = C \sum p_i \bar{H}_i \quad \bar{H}_i = \bar{H}_{i,T_0} \exp \left[-\frac{E_i}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]$$

$$\alpha = \sum p_i \left(\frac{Q_i}{Q_{i,\infty}} \right) \quad \text{Hydration degree}$$

$$\beta = \sum p_i \cdot \frac{\bar{Q}_i}{Q_{i,\infty}} \cdot w_i - \beta_d \quad \text{Crystallized water}$$

E_i : Activation energy, R : Gas constant, T : Temperature
 Q_i : Accumulated heat component, $Q_{i,\infty}$: Final heat generated
 w_i : Percentage of crystallized water
 β_d : Amount of loss of crystallized water at dehydration process



Micro structure development model

$$V_s = \frac{\alpha W_{pow}}{1 - \Phi_{ch}} \left(\frac{1}{\rho_p} + \frac{\beta}{\rho_w} \right)$$

$$\varphi(r) = \varphi_{lr} + \varphi_{gl} \{ 1 - \exp(-B_{gl} \cdot r) \} + \varphi_{cp} \{ 1 - \exp(-B_{cp} \cdot r) \}$$

V_s : Volume of gel products
 Φ_{ch} : Characteristic porosity of gel products
 ρ_p : Density of powder
 ρ_w : Density of chemically bound water

$$\beta_d = \frac{W_{d,crw}}{\alpha W_{pow}}, \quad W_{d,crw} = W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)} + W_{d(CH)} - W_{r(CH)}$$

Dehydration model

$$W_{d(AFm)} = W_{AFm} \left[1 - \left(\frac{100}{T_{max}(AFm)} \right)^{1.5} \right]$$

$$W_{d(CSH)} = W_{CSH} \left[1 - \left(\frac{200}{T_{max}(CSH)} \right)^{0.6} \right]$$

$$W_{d(CH)} = W_{CH} \left(\frac{T_{max}(CH) - 400}{50} \right)$$

Rehydration model

$$W_{r(CH)} = \int C_{rh} W_{d(CH)} W_{free} dt$$

New hydrates β : increase
CaO becomes Ca(OH)₂ $W_{r(CH)}$: increase

Liquid water W_{free} : increase

Fig. 3-2 セメント水和生成物の崩壊および再水和モデルと空隙構造形成モデルとの連成

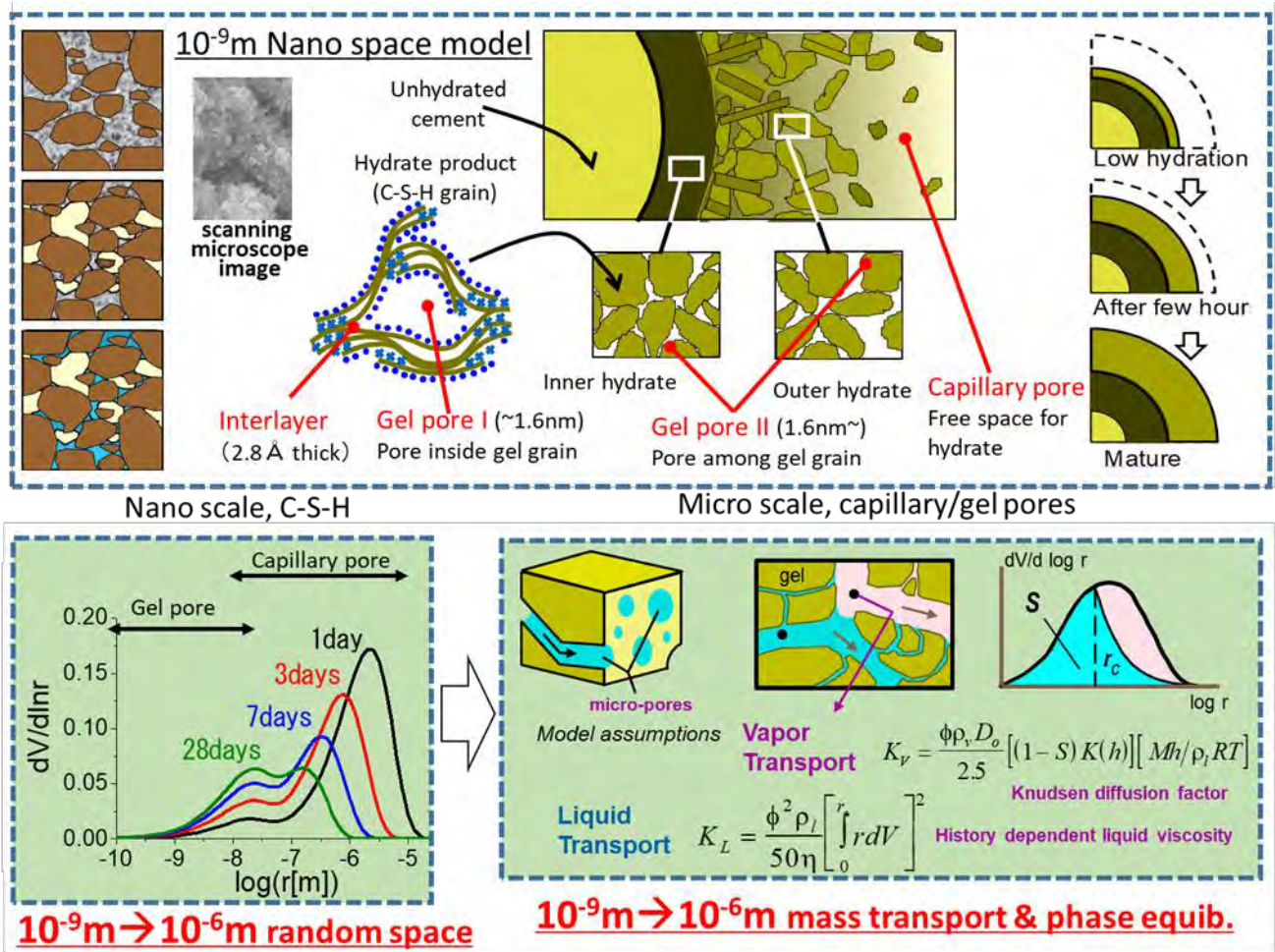


Fig. 3-3 空隙構造形成モデルに基づいた透気係数と透水係数[3.35,3.36]

第3章の参考文献

- [3.1] H.F.W. Taylor : Cement chemistry (2nd edition), Thomas Telford Publishing, 1997
- [3.2] Q. Zhang, G. Ye : Dehydration kinetics of Portland cement paste at high temperature, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol.110, pp.153-158, 2012
- [3.3] H. Sabeur, G. Platret, J. Vincent : Composition and microstructural changes in an aged cement pastes upon two heating-cooling regimes, as studied by thermal analysis and X-ray diffraction, Journal of Thermal Analysis and Calorimetry, Vol.126, pp.1023-1043, 2016
- [3.4] C. Alonso, L. Fernandez : Dehydration and rehydration processes of cement paste exposed to high temperature environments, Journal of Materials Science, Vol.39, pp.3015-3024, 2004
- [3.5] S.J. Park, H.J. Yim, H.G. Kwak : Effects of post-fire curing conditions on the restoration of material properties of fire-damaged concrete, Construction and Building Materials, Vol.99(30), pp.90-98, 2015
- [3.6] Y. Lin, C. Hsiao, H. Yang, Y.F. Lin : The effect of post-fire-curing on strength-velocity relationship for nondestructive assessment of fire-damaged concrete strength, Fire Safety Journal, Vol.46(4), pp.178-185, 2011

- [3.7] F.S. Rostásy, R. Weiβ, G. Wiedemann : Changes of pore structure of cement mortars due to temperature, *Cement and Concrete Research*, Vol.10(2), pp.157-164, 1980
- [3.8] 高正遠, 柳東佑, 兼松学, 野口貴文 : 火災加熱環境下におけるコンクリート中の熱・水分移動および爆裂に関する研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.71(607), pp.23-30, 2006
- [3.9] M.J. DeJong, F.J. Ulm : The nanogranular behavior of C-S-H at elevated temperatures (up to 700 ° C), *Cement and Concrete Research*, Vol.37(1), pp.1-12, 2007
- [3.10] G.A. Khoury : Effect of fire on concrete and concrete structures, *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol.2(4), pp.429-447, 2001
- [3.11] O. Arioz : Effects of elevated temperatures on properties of concrete, *Fire Safety Journal*, Vol.42(8), pp.516-522, 2007
- [3.12] N. Kakae, K. Miyamoto, T. Momma, S. Sawada, H. Kumagai, Y. Ohga, H. Hirai, T. Abiru : Physical and thermal properties of concrete subjected to high temperature, *Journal of Advanced Concrete Technology*, Vol.15(6), pp.190-212, 2017
- [3.13] 鈴木将充, M. Henry, 加藤佳孝, 勝木太 : 高温加熱を受けたモルタルの物理化学的性状に及ぼす再養生条件の影響, *セメント・コンクリート論文集*, Vol.63(1), pp.148-154, 2009
- [3.14] 李柱国, 李慶濤 : 高温加熱を受けたコンクリートの性能回復に関する研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.76(666), pp.1375-1382, 2011
- [3.15] 宮本圭一, 安部武雄 : 高温度における高強度コンクリートの力学的特性に関する研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.68(574), pp.227-234, 2003
- [3.16] 道越真太郎, 小林裕, 黒岩秀介 : 圧縮力を受けるコンクリートの高温時におけるひずみ挙動, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.72(621), pp.169-174, 2007
- [3.17] 道越真太郎, 小林裕, 黒岩秀介 : 横拘束されたコンクリートの高温時における圧縮強度に関する研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.73(623), pp.143-147, 2008
- [3.18] Y. Li, P. Pimienta, N. Pinoteau, K.H. Tan : Effect of aggregate size and inclusion of polypropylene and steel fibers on explosive spalling and pore pressure in ultra-high-performance concrete (UHPC) at elevated temperature, *Cement and Concrete Composites*, Vol.99, pp.62-71, 2019
- [3.19] Y. Li, Y. Zhang, E.H. Yang, K.H. Tan : Effects of geometry and fraction of polypropylene fibers on permeability of ultra-high performance concrete after heat exposure, *Cement and Concrete Research*, Vol.116, pp.168-178, 2019
- [3.20] 一瀬賢一, 長尾覚博, 川口徹 : 高温加熱状態における高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究, *日本建築学会構造系論文集*, Vol.67(557), pp.23-28, 2002
- [3.21] M. Ozawa, H. Morimoto : Effects of various fibres on high-temperature spalling in high-performance concrete, *Construction and Building Materials*, Vol.71, pp.83-92, 2014
- [3.22] F. Ali : Is high strength concrete more susceptible to explosive spalling than normal strength concrete in fire?, *Fire and Materials*, Vol.26(3), pp.127-130, 2002

- [3.23] K.D. Hertz : Limits of spalling of fire-exposed concrete, *Fire Safety Journal*, Vol.38(2), pp.103-116, 2003
- [3.24] Y. Fu, L. Li : Study on mechanism of thermal spalling in concrete exposed to elevated temperatures, *Materials and Structures*, Vol.44, pp.361-376, 2011
- [3.25] J.C. Liu, K.H. Tan, Y. Yao : A new perspective on nature of fire-induced spalling in concrete, *Construction and Building Materials*, Vol.184, pp.581-590, 2018
- [3.26] 田嶋仁志, 角田浩, 川田成彦, 遊佐秀逸, 神田亨 : RC セグメントの耐火構造に関する基礎的実験検証, *トンネル工学研究論文・報告集*, Vol.12, pp.537-542, 2002
- [3.27] P.J.E. Sullivan : A probabilistic method of testing for the assessment of deterioration and explosive spalling of high strength concrete beams in flexure at high temperature, *Cement and Concrete Composites*, Vol.26(2), pp.155-162, 2004
- [3.28] 高野智宏, 堀口敬, 佐伯昇 : 高温加熱を受ける高強度繊維補強コンクリートの耐火性能について, *土木学会論文集 E*, Vol.63(3), pp.424-436, 2007
- [3.29] 小澤満津雄, 森本博昭 : 高温環境下における天然繊維を添加した高強度コンクリートの爆裂抑制効果, *土木学会論文集 E2 (材料・コンクリート構造)*, Vol.69(3), pp.324-336, 2013
- [3.30] M. Ozawa, T. Tanibe, R. Kamata, Y. Uchida, K. Rokugo, S.S. Parajulia : Behavior of ring-restrained high-performance concrete under extreme heating and development of screening test, *Construction and Building Materials*, Vol.162, pp.215-228, 2018
- [3.31] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.26, pp.537-562, 2002
- [3.32] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.192(13-14), pp.1731-1771, 2003
- [3.33] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.195(41-43), pp.5707-5729, 2006
- [3.34] J. Zhao, J.J. Zheng, G.F. Peng, K. Breugel : A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure, *Cement and Concrete Research*, Vol.65, pp.64-75, 2014
- [3.35] 石田哲也, 前川宏一 : 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, *土木学会論文集*, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [3.36] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi : *Multi-Scale Modeling of Structural Concrete*, Taylor & Francis, 2008
- [3.37] K. Maekawa, A. Pimanmas, H. Okamura : *Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete*, Spon Press, 2003
- [3.38] コンクリート工学会 : 高温環境下におけるコンクリートの性能評価に関する研究委員

会報告書, 2017

- [3.39] 新大軌, 吉田夏樹, 俵あかり, 高橋周 : 加熱によるセメント硬化体の化学的变化, コンクリート工学年次論文集, Vol.39(1), pp.649-654, 2017
- [3.40] 吉田夏樹, 新大軌, 木野瀬透, 俵あかり : 火災の影響を受けたコンクリートの化学的变化に関する一検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.39(1), pp.643-648, 2017
- [3.41] B. Georgali, P. E. Tsakiridis : Microstructure of fire-damaged concrete. A case study, Cement and Concrete Composites, Vol.27(2), pp.255-259, 2005
- [3.42] K. Vance, G. Falzone, I. Pignatelli, M. Bauchy, M. Balonis, G. Sant : Direct carbonation of $\text{Ca}(\text{OH})_2$ using liquid and supercritical CO_2 : implications for carbon-neutral cementation Industrial & Engineering Chemistry Research, Vol.54(36), 8908-8918, 2015
- [3.43] A. Savva, P. Manita, K. K. Sideris : Influence of elevated temperatures on the mechanical properties of blended cement concretes prepared with limestone and siliceous aggregates, Cement and Concrete Composites, Vol.27(2), pp.239-248, 2005
- [3.44] J. Xiao, M. Xie, C. Zhang : Residual compressive behaviour of pre-heated high-performance concrete with blast-furnace-slag, Fire Safety Journal, Vol.41(2), pp.91-98, 2006
- [3.45] A. Mendes, J. G. Sanjayan, F. Collins : Effects of slag and cooling method on the progressive deterioration of concrete after exposure to elevated temperatures as in a fire event, Materials and Structures Vol.44, pp.709-718, 2011
- [3.46] Q. Li, Z. Li, G. Yuan : Effects of elevated temperatures on properties of concrete containing ground granulated blast furnace slag as cementitious material, Construction and Building Materials, Vol.35, pp.687-692, 2012
- [3.47] P. K. Sarker, S. Kelly, Z. Yao : Effect of fire exposure on cracking, spalling and residual strength of fly ash geopolymer concrete, Materials & Design, Vol.63, pp.584-592, 2014
- [3.48] M. Lahoti, K. K. Wong, K. H. Tan, E. H. Yang : Effect of alkali cation type on strength endurance of fly ash geopolymers subject to high temperature exposure, Materials & Design, Vol.154, pp.8-19, 2018
- [3.49] Z. Li, L. Li, J. Wang, X. Wu : Effect of elevated temperature on meso- and micro-structure and compressive strength of high-strength concrete and mortar containing blast-furnace slag, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.16(10), pp.498-511, 2018
- [3.50] W. M. Lin, T. D. Lin, L. J. Powers-Couche : Microstructures of fire-damaged concrete, ACI Material Journal, Vol. 93(3), pp.199-205, 1996
- [3.51] C. E. Majorana, V. Salomoni, B. A. Schrefler : Hygrothermal and mechanical model of concrete at high temperature, Materials and Structures Vol.31, pp.378-386, 1998
- [3.52] P. Kalifa, F. D. Menneteau, D. Quenard : Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures, Cement and Concrete Research, Vol.30(12), pp.1915-1927, 2000
- [3.53] D. D. Capua, A. R. Mari : Nonlinear analysis of reinforced concrete cross-sections exposed to fire, Fire Safety Journal, Vol.42(2), pp.139-149, 2007
- [3.54] S.F.El-Fitiany, M.A.Youssef : Assessing the flexural and axial behaviour of reinforced concrete

- members at elevated temperatures using sectional analysis, *Fire Safety Journal*, Vol.44(5), pp.691-703, 2009
- [3.55] H. L. Zhang, C. T. Davie : A numerical investigation of the influence of pore pressures and thermally induced stresses for spalling of concrete exposed to elevated temperatures , *Fire Safety Journal*, Vol.59, pp.102-110, 2013
- [3.56] Y. Zhang, M. Zeiml, M. Maier, Y. Yuan, R. Lackner : Fast assessing spalling risk of tunnel linings under RABT fire: From a coupled thermo-hydro-chemo-mechanical model towards an estimation method, *Engineering Structures*, Vol.142, pp.1-19, 2017
- [3.57] Z. Sun, Y. Zhang, Y. Yuan, H. A. Mang : Stability analysis of a fire-loaded shallow tunnel by means of a thermo-hydro-chemo-mechanical model and discontinuity layout optimization, *Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.43(16), pp.2551-2564, 2019
- [3.58] D. Gawin, F. Pesavento, A. G. Castells : On reliable predicting risk and nature of thermal spalling in heated concrete, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, Vol.18(4), pp.1219-1227, 2019
- [3.59] C. S. Poon, S. Azhar, M. Anson, Y. K. Wong : Strength and durability recovery of fire damaged concrete after post-fire-curing, *Cement and Concrete Research*, Vol.31(9), pp.1307-1318, 2001

4 高温作用時におけるコンクリートの比熱および

熱伝導率の変化モデル

4.1 はじめに

高温加熱時のコンクリートの特性変化の1つとして、比熱および熱伝導率といった熱特性の変化が挙げられる[4.1,4.2]。これらの研究によると、高温時にコンクリートの比熱は約1.5倍から約2倍に上昇し、熱伝導率は約0.6倍から約0.8倍まで低下することが分かっている。つまり、高温時のコンクリートは熱を伝えにくい材料へと変化すると言える。高温時のコンクリート挙動を予測する上で熱特性の変化は非常に重要な要因であるが、コンクリートが様々な材料によって構成されていること、コンクリート中に含まれる液状水の蒸発や加熱中に生じるひび割れの影響により、そのモデル化は難しく、供試体の加熱実験により逆解析的に同定する方法が一般的である。しかし、この方法では、コンクリートの配合や寸法、含水状態やひび割れの状態等、条件が変化するケースそれぞれで同定を行う必要があり、現実的ではない。

本研究では、ベースモデル[4.3,4.4]を用いることで、2章に説明したように、液状水や水和物、未水和セメント、骨材等の構成材料それぞれの比熱や熱伝導率を統合してコンクリート全体の熱特性を算出する。つまり、高温環境下での液状水の蒸発、水和物の分解といった現象による熱特性の変化は自動的に追従することが可能である(Fig.4-1)。したがって、本研究の提案モデルにおいては、ベースモデルでは考慮されていない、骨材の鉱物の変質による熱特性の変化およびコンクリート中のひび割れによる熱伝導率の低下をモデル化する(Fig.4-1)。

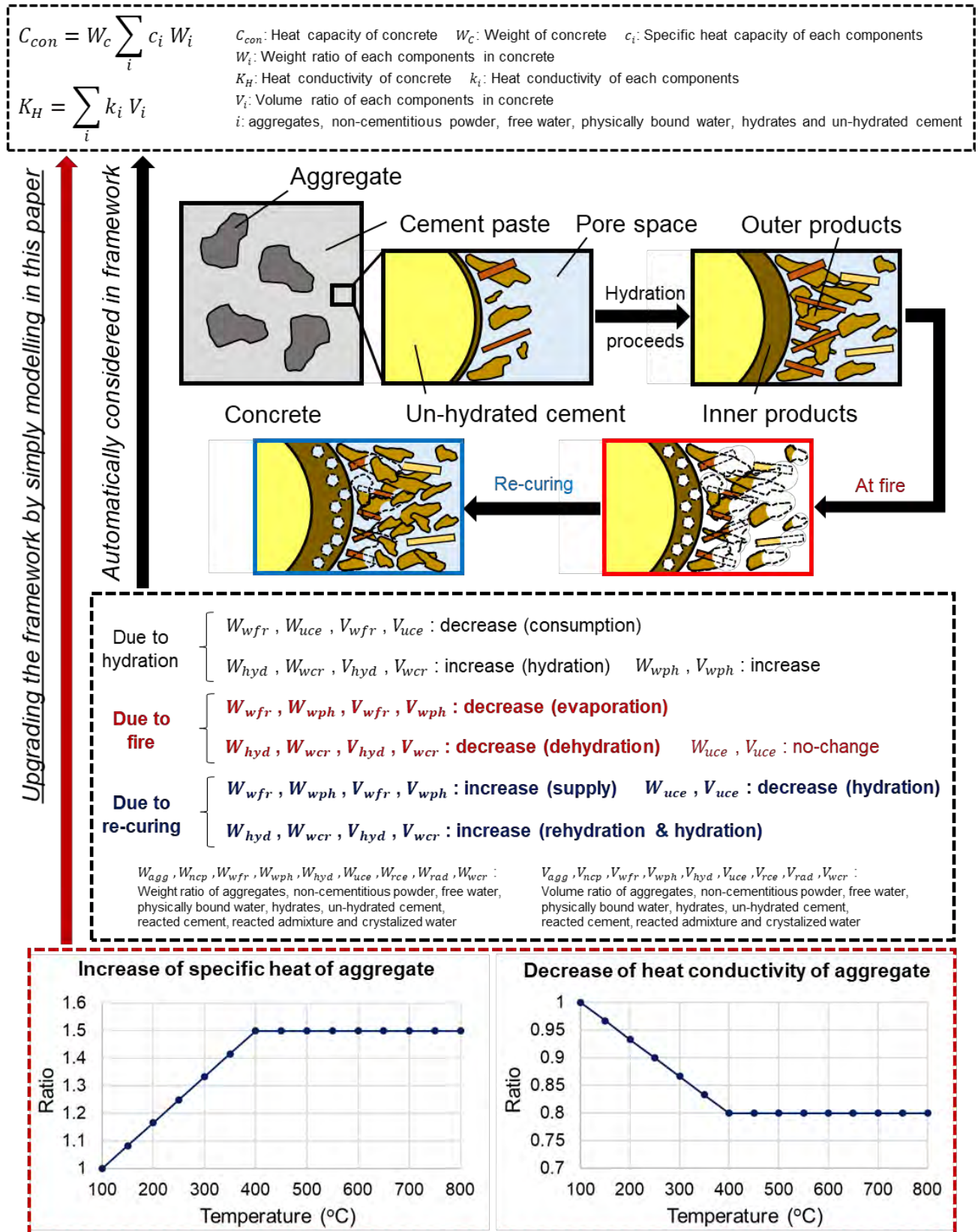


Fig. 4-1 高温時における骨材の熱特性の変化（比熱および熱伝導率）

4.2 骨材中の鉱物の変性による比熱と熱伝導率の変化モデル

4.2.1 骨材の比熱上昇モデル

コンクリートに用いられる骨材は様々な種類の岩石からできているが、これらの岩石中の鉱物は高温環境下で変質し、熱特性が変化することが分かっている[4.5]。岩石の種類によって含有される鉱物の種類や量異なるため、熱特性の変化に多少の違いが存在するが、簡易化のために、平均的な特性を用いて以下のように線形関数でモデル化した。

$$c_{agg,h} = c_{agg} \left\{ 1 + \frac{0.5}{3} (0.01T - 1) \right\} \quad (4.1)$$

ここで、 $c_{agg,h}$ は高温時における骨材の比熱[J/(kg·K)]、 c_{agg} は100℃以下の環境における骨材の比熱[J/(kg·K)]、 T は骨材の温度[℃] ($100^{\circ}\text{C} \leq T \leq 400^{\circ}\text{C}$) である。また、文献[4.5]から、400℃以上では骨材の比熱の上昇は収束傾向にあるため、400℃以上では比熱が変化しないように以下のよう表現した。

$$c_{agg,h} = 1.5 c_{agg} \quad (4.2)$$

4.2.2 骨材の熱伝導率低下モデル

同文献の研究結果[4.5]によると、温度が上昇するにしたがって岩石の熱伝導率は低下することが分かっている。比熱と同様に、岩石の種類によってその変化に多少の違いが存在するが、熱伝導率の低下モデルに関しても、平均的な特性を用いて以下のように表現することとした。

$$k_{agg,h} = k_{agg} \left\{ 1 - \frac{0.2}{3} (0.01T - 1) \right\} \quad (4.3)$$

ここで、 $k_{agg,h}$ は高温時における骨材の熱伝導率[kcal/(K·m·s)]、 k_{agg} は100℃以下の環境における骨材の熱伝導率[kcal/(K·m·s)]である。また、熱伝導率においても400℃以上ではその低下が収束傾向にあるため、400℃以上では熱伝導率が変化しないようにモデル化した。

$$k_{agg,h} = 0.8 k_{agg} \quad (4.4)$$

以上の定式化により、本研究の提案モデルでは、高温環境下において、液状水の蒸発や移動、セメント水和物の脱水反応による水和物の減少および液状水の解放、骨材中の鉱物の変質等によって、コンクリートの比熱や熱伝導率が可能となった。

4.3 ひび割れによるコンクリートの熱伝導率の低減

4.3.1 ひび割れによる熱伝導率低下の概念

前述のモデルは、ひび割れが生じていない状態でのコンクリートの熱特性の変化を表現するものであるが、高温環境に晒されたコンクリートには、微細ひび割れだけでなく、目に見えるほどの大きなひび割れが発生する。このような大きなひび割れには、当然ながら空気の層が存在する。空気の熱伝導率はコンクリートに比べて非常に小さい[4.6]ことから、この空気の層がひび割れ後のコンクリートの熱伝導率に与える影響は大きいと考えられる。事実、既往の研究により、コンクリート構造中に存在する空気の層がその構造の熱伝導率を大きく変化させることが分かっている[4.7,4.8]。

ベースモデル[4.2,4.3,4.9]では、コンクリートの応力状態と引張強度からひび割れの発生とその方向を判断することが可能である。また、有限要素法を用いていることから、コンクリート

のひずみも計算される。本研究の提案モデルでは、ひび割れ後のコンクリートのひずみを用いることで、空気の熱伝導率をコンクリートの熱伝導率と重ね合わせ、ひび割れによるコンクリートの熱伝導率の低下を表現することとした (Fig.4-2)。

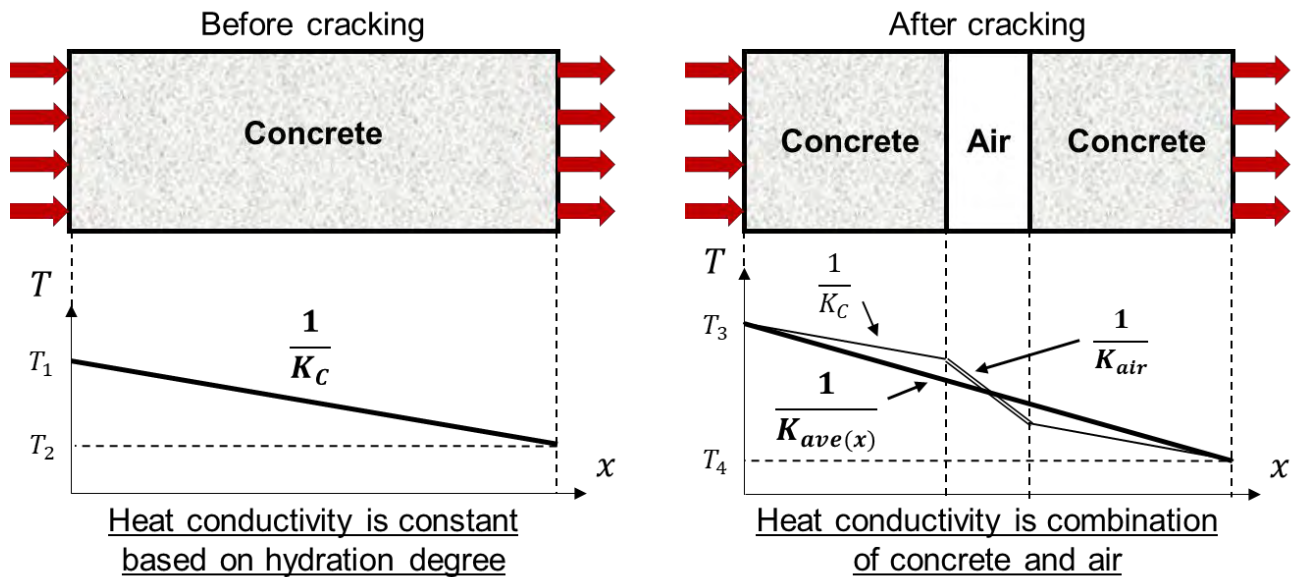


Fig. 4-2 空気層の存在によるひび割れ後のコンクリートの熱伝導率の低下

4.3.2 空気層厚を考慮したコンクリートの熱伝導率低減モデル

空気層は、その厚さが厚いほどコンクリートの熱伝導率に与える影響が大きくなる [4.7,4.8]。その厚さは、ひび割れ幅と同等だと考えられる。本モデルでは、分散ひび割れモデルを用いているため、そのひび割れ幅をコンクリートのひずみを用いて考慮し、コンクリートの熱伝導率と空気の熱伝導率を重ね合わせた (Fig.4-2)。重ね合わせには、既往の文献の方法 [4.10] を参考にして、以下のように表現した。

$$\frac{1}{K_{ave(x,y,z)}} = \frac{1}{K_C} + \frac{\varepsilon_{\max(x,y,z)}}{K_{air}} \quad (4.5)$$

ここで、 $K_{ave(x,y,z)}$ はひび割れたコンクリートの各方向における熱伝導率 [kcal/(K・m・s)]、 K_C はひび割れ前のコンクリートの熱伝導率 [kcal/(K・m・s)]、 $\varepsilon_{\max(x,y,z)}$ は過去最大の有効ひずみ、 K_{air} は空気の熱伝導率 [kcal/(K・m・s)] であり、文献 [4.6] から、以下のように温度依存性を考慮している。

$$K_{air} = 0.0011T + 0.513 \quad (4.6)$$

本モデルにおいては、加熱後のコンクリート挙動も検討可能であるが、モデルの簡易化のため、一度ひび割れたコンクリートの熱伝導率は空気層の存在によって低下し、冷却後も元に戻ることはないと仮定している。なお、冷却後のコンクリートにおける空気層の影響については、今後より深い検討が必要であり、高温加熱後に冷却したコンクリートの熱伝導特性を検証することで将来的なモデルの発展に努めたい。

第4章の参考文献

[4.1] U. Schneider : Behavior of Concrete at High Temperatures, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton,

1982

- [4.2] 道越真太郎, 小林裕 : 高強度コンクリートの高温時における力学的性質, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.79-80, 2004
- [4.3] 石田哲也, 前川宏一 : 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, 土木学会論文集, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [4.4] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi : Multi-Scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2008
- [4.5] 下岡謙司, 宇都宮透, 川澄脩, 海蔵寺忍, 村岡進, 田代晋吾, 荒木邦夫 : 地層処分による岩盤への熱的および力学的性質, JAERI-M レポート (日本原子力研究所研究報告書), 1983
- [4.6] 自然科学研究機構国立天文台 : 理科年表 2018, 丸善出版, 2018
- [4.7] C. K. Rankoth, A. Hosoda, K. Iwama : Modeling and verification of early age thermal stress in second lining concrete of NATM tunnels, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.15(6), pp. 213-226, 2017
- [4.8] 岩間慧大, 細田暁, 小宮隆之, 宮田和実 : NATM トンネル覆工コンクリートのひび割れシミュレーションの施工・点検記録による検証, コンクリート工学年次論文集, Vol.40(1), pp.1221-1226, 2018
- [4.9] K. Maekawa, A. Pimanmas, H. Okamura : Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press, 2003
- [4.10] R. Lewis, W. P. Nithiarasu, K. N. Seetharamu : Fundamentals of The Finite Element Method for Heat and Fluid Flow, Wiley Online Library, 2004

5 高温暴露によるコンクリートの構造的損傷

5.1 はじめに

ここまで3章および4章では、高温環境に晒されたコンクリートに生じる熱科学的な変化に焦点を当ててモデル化を行った。しかし、当然ながら、加熱時のコンクリートには微細ひび割れや爆裂等の構造的な損傷が生じ、それらは連続的に進展することで、コンクリートの機械的性質に大きな影響を与える[5.1-5.11]。

微細ひび割れは、セメントペーストの収縮や骨材の熱膨張によるものであり、コンクリート全体を徐々に進展する[5.1-5.6]ため、温度依存特性として扱いやすい一方で、爆裂はコンクリートの強度と応力状態との関係で発生するため、そのタイミングや位置は同配合のコンクリートであってもばらつきが生じる[5.9,5.11,5.12]。このように、爆裂を予測することが非常に困難であるため、これまでの研究[5.13-5.16]では、連続的に発生する爆裂や、爆裂が発生した後のコンクリートの挙動には焦点が当てられてこなかった。

本研究では、将来的に長時間の火災による高温作用を受けるケースや火災後の再供用までを数値シミュレーションによる予測の検討範囲に含めることを目標としているため、連続的に生じる爆裂による損傷までモデル化することとした。

5.2 コンクリートの爆裂損傷とその後の挙動

5.2.1 コンクリート応力に対する水蒸気圧の影響

高温環境に晒されたコンクリートに生じる損傷の要因は主に2つある[5.11]。1つは、コンクリートの熱膨張が拘束されることによって生じる熱応力[5.16-5.19]であり、もう1つは、細孔内に存在する液状水やセメント水和物から解放された結晶水の蒸発によって生じる水蒸気圧[5.20-5.23]である。爆裂は熱応力によって生じるとする熱応力説や、水蒸気圧によって生じるとする水蒸気圧説等があるが、我々はこれら両者が複雑に組み合わさることで爆裂が起こる[5.11]と考えている。

本研究で用いるベースモデル[5.24-5.26]では、コンクリート内に生じる熱応力と水蒸気圧の両者を以下のように考慮可能である (Fig.5-1)。

$$\sigma = \sigma' + \text{tr} p_{vap} \mathbf{I} \quad (5.1)$$

ここで、 σ はコンクリート骨格にはたらく全応力テンソル、 σ' はコンクリート骨格にはたらく有効応力テンソル、 p_{vap} は細孔内およびひび割れに生じる水蒸気圧[Pa]、 \mathbf{I} はクロネッカーのデルタである。また、水蒸気圧は熱力学の平衡状態に基づいて以下のように算出される。

$$p_{vap} = P_{sat} \exp\left(\frac{P_l M_w}{\rho_l R T}\right) \quad (5.2)$$

ここで、 P_{sat} は飽和水蒸気圧[Pa]、 P_l は間隙水圧[Pa]、 M_w 、 ρ_l は液状水の分子量[kg/mol]および密度[kg/m³]、 R は気体定数[J/(mol·K)]、 T は絶対温度[K]である。なお、液状水と水蒸気の熱力学的平衡は、加熱による液状水の蒸発と、高圧および冷却による水蒸気の凝縮によって維持されるとしている。

本研究の提案モデルにおいては、3章に述べたセメント水和物の脱水反応モデルにより、コンクリート細孔内に存在する凝縮水だけでなく、高温時にセメント水和物から解放される結晶水が蒸発することで生じる水蒸気圧も考慮可能となっている。これらは、コンクリート内に存在する液状水は少ないが、結晶水が非常に多いような高強度・超高強度コンクリートの爆裂リスクを検討する際に大きな効果を発揮すると考えられる。実際、高強度コンクリートにおいては、コンクリート細孔内に発生する水蒸気圧が大きくなることで爆裂リスクが上昇する[5.5,5.9,5.11,5.12,5.27-5.29]ことが分かっており、今後、提案モデルの適用が期待される。

提案モデルでは、2章および3章に述べた高温領域まで考慮した空隙構造形成モデルによりコンクリート中の空隙率が求まると、それに基づき水分移動が温度勾配および圧力勾配によって決定される。また、本モデルでは、セメントペーストと骨材間での水分移動や、温度や水分状態に基づく骨材の収縮も考慮される[5.25]。なお、ベースモデル[5.24,5.25]によって計算される空隙率に基づいた透水係数や透気係数は高温状態においても適用される。(Fig.5-1)。

$$K_l = -\frac{\rho_l \phi^2}{50\eta} \left(\int_0^{r_c} r dV \right)^2 \quad (5.3)$$

$$K_v = -\frac{\phi \rho_v D_0}{2.5} [(1-S)K(h)] \left[\frac{Mh}{\rho_l RT} \right] \quad (5.4)$$

ここで、 K_l は液状水の透水係数[kg/(Pa·m·s)]、 ϕ はコンクリートの空隙率、 ρ_l は液状水の密度[kg/m³]、 η は非理想状態での液状水の粘性、 r_c は気液界面が生じる空隙半径[m]、 r は空隙半径[m]、 K_v は水蒸気の透気係数[kg/(Pa·m·s)]、 ρ_v は水蒸気の密度[kg/m³]、 D_0 は大気圧下での水蒸気の透気係数[kg/(Pa·m·s)]、 S は細孔内の飽和度、 $K(h)$ は Knudsen 係数、 M は水の分子量[kg/mol]、 h は細孔内の相対湿度、 R は気体定数[J/(mol·K)]、 T は絶対温度[K]である。

本モデルでは、コンクリートの全応力は、変形の適合条件と境界条件に基づいて、コンクリート骨格および細孔のつり合いによって得られる。これにより計算されたコンクリートの引張応力がその強度を超えた場合に、主応力方向に垂直にひび割れが発生する[5.26]が、このひび割れ幅が大きいほど、液状水および水蒸気がひび割れ界面に沿って移動しやすくなるとしている[5.24,5.25,5.30]。

また、計算される水蒸気圧は、ひび割れや大きな体積の膨張が発生すると低下する。これは、毛細管空隙とひび割れの間の空間が同じ圧力を共有していると仮定することによって行われるが、ひび割れ発生後の圧力低下が大きい場合、ひび割れたコンクリート片が爆裂により構造的にコンクリートから離れていると判断できる。つまり、内部のコンクリートは周囲の加熱状態に晒されることとなる。この事象のモデル化について、事項にて詳細に記述する。

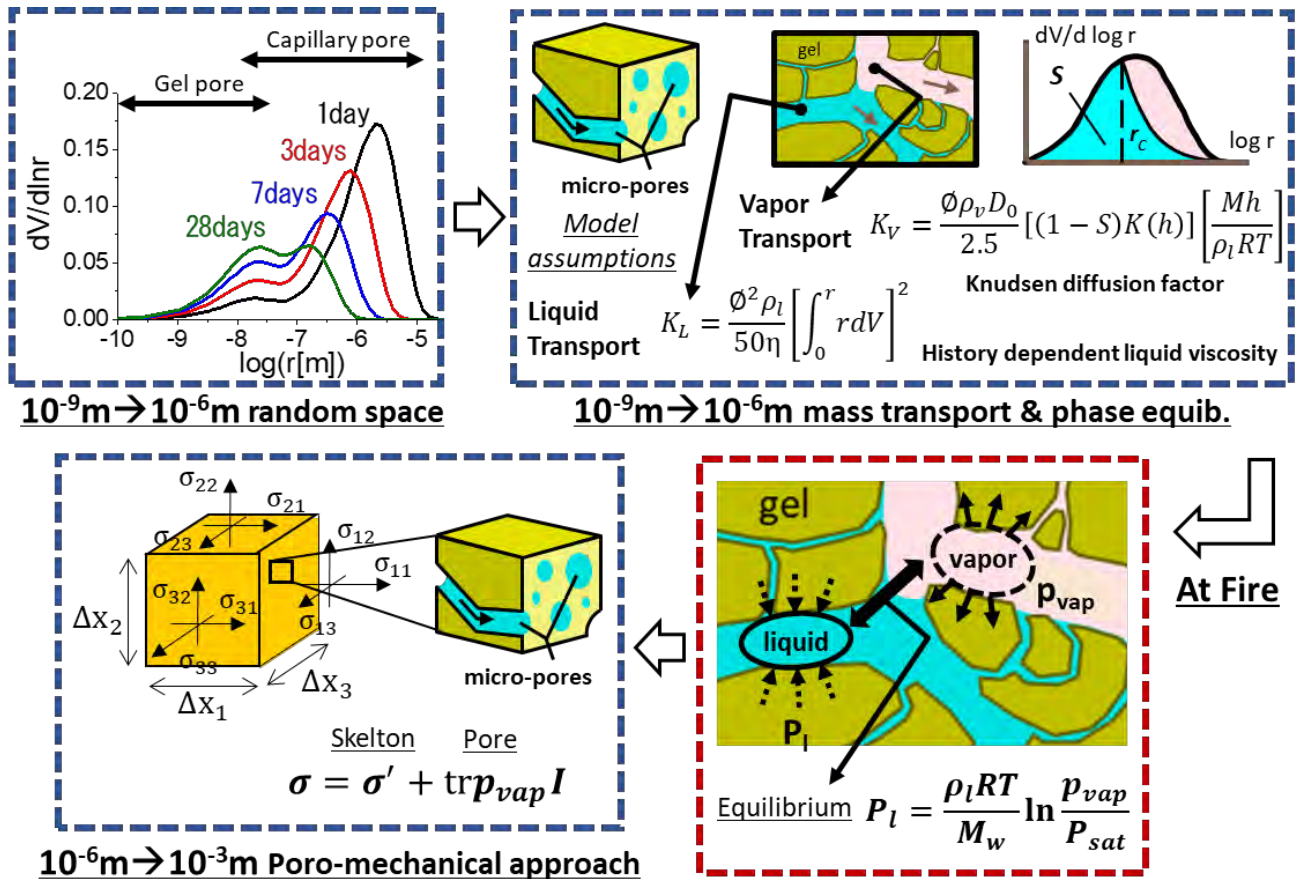


Fig. 5-1 コンクリート細孔内に生じる水蒸気圧

5.2.2 有限要素法によるコンクリートの爆裂のモデル化

一度火災が発生すると、コンクリート構造物は長時間に渡って高温環境に晒され続ける場合がある[5.31]。特に、トンネルや地下構造物等の消火作業が困難な構造物においては、火災に晒されつつ、周囲の土圧に抵抗する必要があるため、より火災の際のリスクが上昇すると考えられる。このようなケースでは、爆裂が連続的に発生することで断面が徐々に減少していくことによる耐力の低下を考慮しなければならない。したがって、提案モデルにおいては、この連続爆裂を解析的に追跡するためのモデル化を試みた。

実際に爆裂が生じると Fig.5-2 に示すように、爆裂したコンクリートはその構造から脱落する。しかし、有限要素法では連続体を扱うため、爆裂部分の要素を消去するような方法を取ることは困難である。有限要素法を用いた連続的な爆裂のモデル化において、このような問題を克服するために、1) ひび割れ発生後の要素における圧力低下が一定以上になった場合に、その要素で爆裂が生じたと判断し、2) その要素が解析的に外部環境とのエネルギーや水分移動のやり取りをする境界要素と同等の要素に置き換えられることで、3) 爆裂部分の要素より内部の要素が直接、外部環境に晒される状態とした (Fig.5-2)。なお、有限要素法の解法に基づき、境界要素は爆裂部分の要素中に分散して存在することとなるため、これが、実際の境界要素を介して授受されるエネルギーと等価になるように、以下のように考慮した。

$$Q_{eq} = \frac{1}{V_{element}} \int_A k(T_{fire} - T)ds \quad (5.5)$$

ここで、 Q_{eq} は境界要素で授受されるエネルギーと等価な発熱量、 k はコンクリートの熱伝達率[kcal/(K・m²・day)], $V_{element}$ は爆裂部分の要素の体積[m³], T_{fire} は加熱環境の外部温度[K], T はコンクリートの温度[K], A は加熱環境に晒される部分の表面積[m²]である。この考え方は、爆裂以後の水分移動にも同様に適用している。爆裂部分の要素における仮想の発熱量や水分ポテンシャルを考慮することで、爆裂部分の要素が熱力学的な計算上で消失し、その内部の要素が直接、外部環境に晒される状態を表現した (Fig.5-2)。なお、爆裂部分の要素におけるひずみは 1% 以上の非常に大きい値となるため、コンクリートの圧縮応力および引張応力はほぼゼロとなり、力学的な計算上においてもその要素は消失したものとして考慮される (Fig.5-2)。

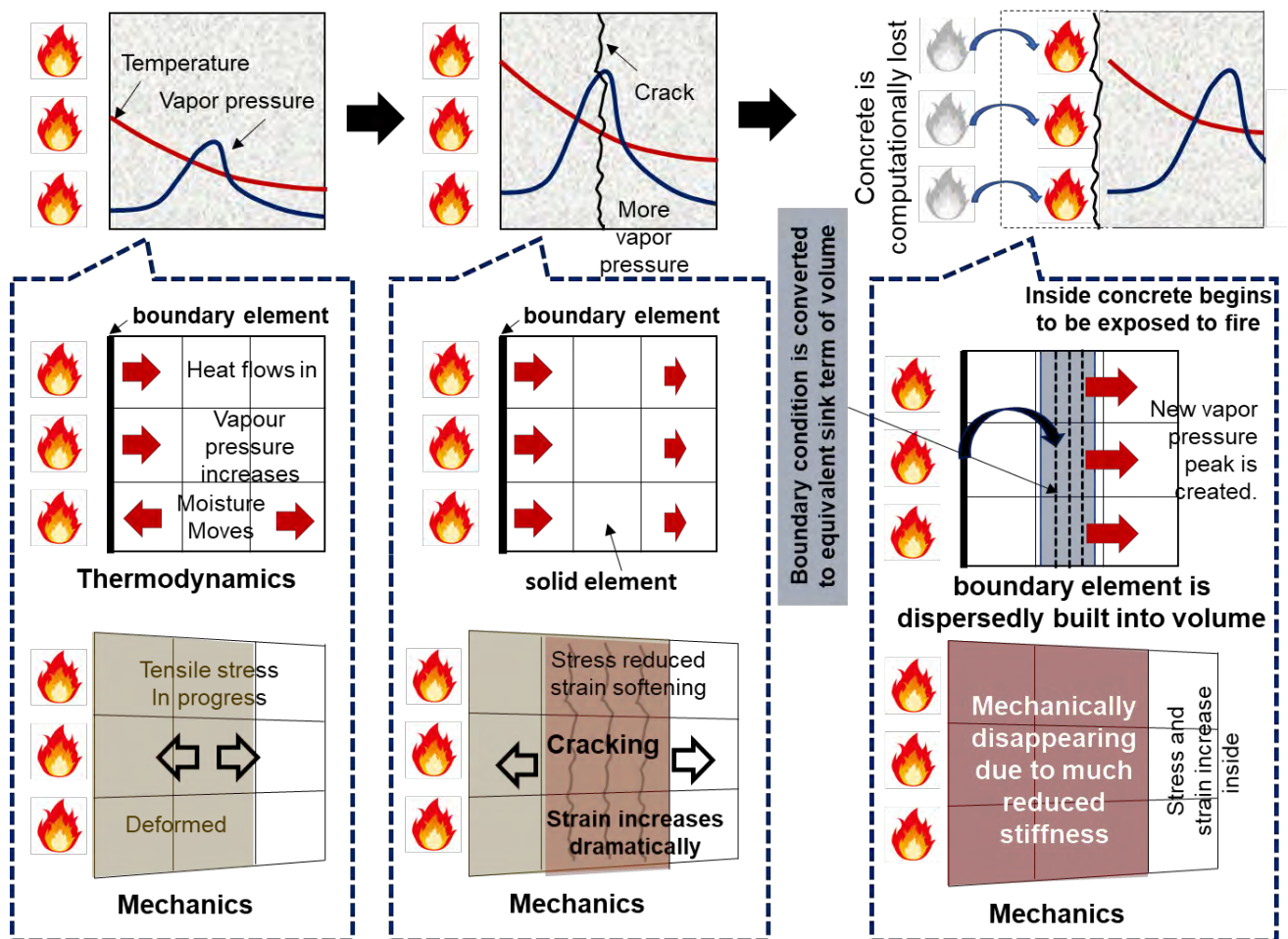


Fig. 5-2 爆裂後のコンクリートにおける水蒸気圧の解放と加熱境界面の内部への移動

5.2.3 コンクリートの連続的な爆裂の予測

前述の爆裂モデルを適用することにより、連続的な爆裂が再現可能となっていることを 1 次元の数値解析を行うことで確認する。Fig.5-3 の上部にある図は、水セメント比 25% の高強度コンクリートを急速加熱した際の主ひずみコンター図を示している。これを見ると、ひび割れ

が内部へと進展し、薄板状に崩壊（爆裂）していることが分かる。

Fig.5-3 の下部にある図は、この加熱中（加熱開始から 40 分後、100 分後、180 分後）のコンクリート細孔内における相対湿度と水蒸気圧の分布を示している。相対湿度の計算結果を見ると、加熱面付近の相対湿度は、高温に晒されることで液状水が水蒸気へと蒸発すると同時に、外部へも放出されるため、ほぼゼロとなり非常に乾燥していることが分かる。それとは対照的に、内部では結露が生じるほど非常に高い湿度（100%）となっている。これは、高温の水蒸気が冷やされることによって液状水へ凝縮すると同時に、水蒸気圧によって液状水が内部へ押されるためであると考えられる。

水蒸気圧の計算結果を見ると、加熱開始から 40 分後には深さ 30mm 地点で最大値を取り、100 分後には深さ 70mm、180 分後には深さ 100mm というように、水蒸気圧がピークを示す深さが徐々に内部へと移動していることが分かる。水蒸気圧がコンクリート内部に応力を発生させ、それが引張強度を超えるとひび割れが生じるため、計算上、ひび割れは水蒸気圧の最大値の付近に現れる。爆裂発生前には、水蒸気圧の分布は Fig.5-2 に示すような滑らかな曲線を描くことが一般的である。しかしい、ひび割れ発生後は、その要素の体積膨張により水蒸気圧が急激に低下し、前述の爆裂モデルによって水蒸気圧が解放されるため、Fig.5-3 の水蒸気圧が発生していない部分は爆裂が生じている部分であると考えられ、その部分が次第に内部へと移動し、連続的な爆裂が再現できていることが分かる。

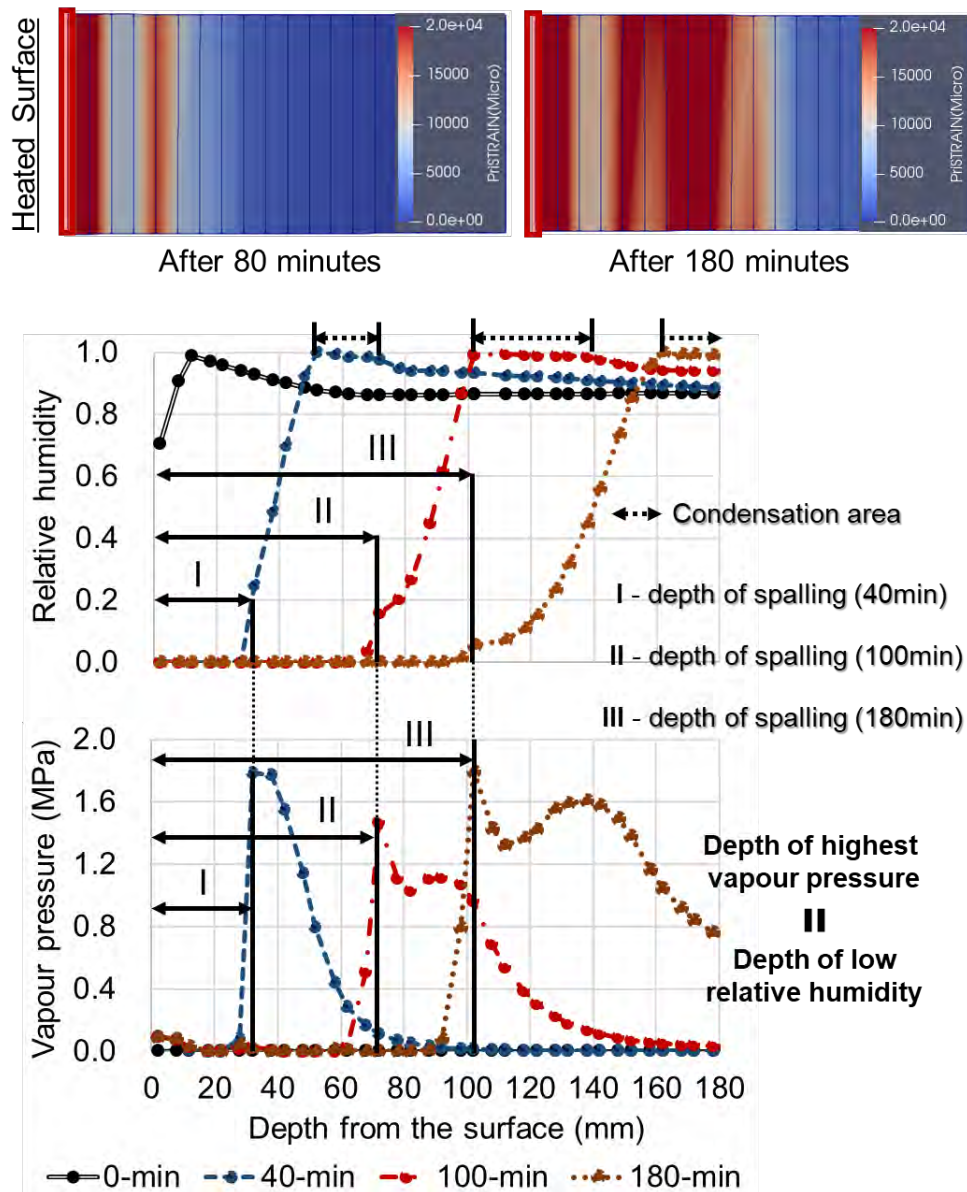


Fig. 5-3 連続的な爆裂によるコンクリート細孔内の相対湿度と水蒸気圧の推移

5.3 脱水と微細ひび割れによるセメント硬化体の剛性低下

5.3.1 脱水によるセメント硬化体の軟化モデル

10^{-1}m から 10^0m スケールの巨視的なコンクリートの剛性は、 10^{-6}m から 10^{-3}m スケールの微視的なセメント水和物の剛性を総和することで得られると考えられる。ベースモデル[5.24-5.26]では、Fig.5-4 に示すように、コンクリートはセメントペーストと骨材の2相系モデルとして理想化されており、セメントペースト部分には Solidification model [5.31]が適用されている。これにより、セメントペーストの剛性は、水和の進行に伴って形成される水和殻の総和として表現される。そして、それぞれの水和殻は形成されるタイミングが異なるために、そこに発生する応力やひずみは各水和殻によって異なり、セメントペーストの応力やひずみはこれらを足し合わせた結果として計算される。

高温環境下においては、セメント水和物が分解することでその空隙構造が粗くなる。既往の

研究によると、ナノインデンテーションという手法を用いることにより、高温加熱されたセメント水和物の剛性が低下することが分かっている[5.33-5.35]。水和の進行に伴って次第に形成されていくセメント水和殻の特性は、それぞれ異なるものであるが、本モデルにおいては、高温作用による影響は全ての水和殻に等しく生じ、剛性を低下させるものとした。モデル化においては、水和殻の剛性低下は、強度と同様にセメント水和物の脱水反応によって空隙が増加することが主要因であると仮定し、以下のように表現した。

$$E_{e,damage} = E_e \exp(R_{water} - 1)^{1.5} \quad (5.6)$$

$$G_{e,damage} = G_e \exp(R_{water} - 1)^{3.0} \quad (5.7)$$

$$R_{water} = \frac{(W_{AFm} + W_{CSH}) - (W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)})}{W_{AFm} + W_{CSH}} \quad (5.8)$$

ここで、 $E_{e,damage}$ 、 $G_{e,damage}$ はそれぞれ、高温作用によって低下した各水和殻の体積剛性[Pa]およびせん断剛性[Pa]、 E_e 、 G_e はそれぞれ、加熱前の各水和殻の体積剛性[Pa]およびせん断剛性[Pa][5.25,5.31]、 R_{water} は式(5.8)で示され、3章に記述したセメント水和物の脱水モデルに基づいて計算される値である。なお、セメント水和物が全て脱水したと仮定した場合に、体積剛性はある程度保持されるものの、せん断剛性に関してはほとんど消失すると考えられる。したがって、700℃において、体積剛性は常温時の約4割、せん断剛性は約2割まで低下するモデルとした (Fig.5-4)。

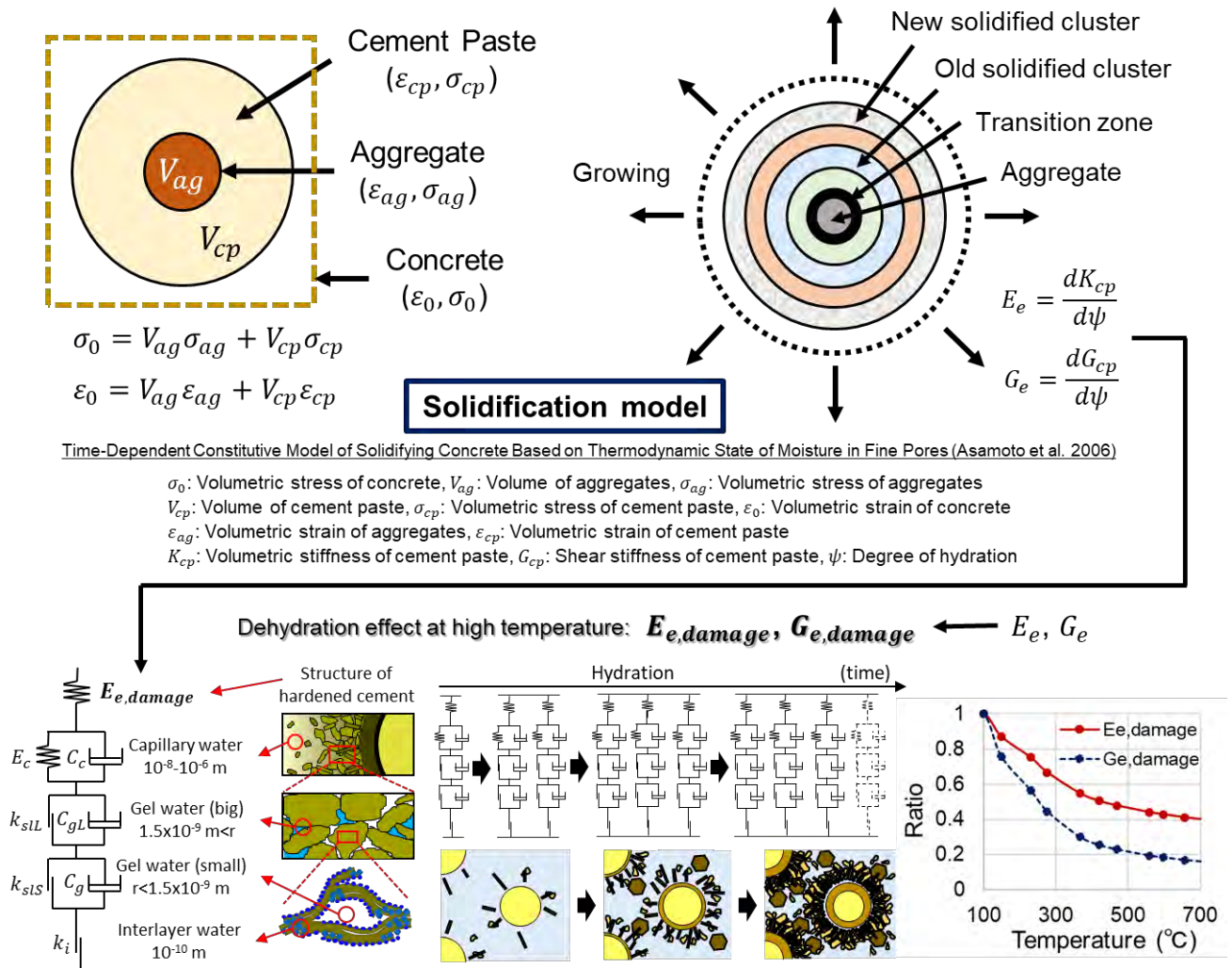


Fig. 5-4 高温領域におけるセメント水和物の剛性の低下

5.3.2 微細ひび割れによるコンクリートの剛性低下モデル

本研究のベースモデル[5.24-5.26]では、ひび割れ後のコンクリートに対して、分散ひび割れモデルが適用され[5.26]、ここでは、ひび割れを含むコンクリートにおいて、ひび割れに垂直な方向のひずみに応じて空間平均化された強度や剛性が低下する特性[5.36-5.38]を考慮している (Fig.5-5)。本研究の提案モデルにおいては、高温作用による空隙構造の損傷やセメント水和物の剛性低下を扱っているが、この影響は自動的に分散ひび割れモデルに組み込まれ、空間平均化されたコンクリートの強度や剛性の低下を考慮できる (Fig.5-5)。

しかし、空隙構造の損傷やセメント水和物の軟化のようなミクロレベルの挙動を統合するのみでは、高温作用時にコンクリート中に生じる微細ひび割れのようなメソレベルの事象による影響が考慮できない。実際、高温環境下におけるコンクリートの剛性は大きく低下する [5.1,5.39,5.40]ため、本モデルでは、微細ひび割れ等の損傷による影響を簡易的に以下で表現した。

$$\varepsilon_{peak,h} = \left(\frac{\varepsilon_{peak}}{R_{water}^{1.5}} \right) \quad (5.9)$$

ここで、 $\varepsilon_{peak,h}$ は高温時における微細ひび割れによる剛性低下を考慮したピークひずみ、 ε_{peak} は分散ひび割れモデルにおけるピークひずみであり、圧縮強度の際のひずみを表す。これには、ひび割れやセメント水和物の分解による圧縮強度の低減、空隙構造の損傷による剛性の低下の影響によって徐々に増加していく。なお、加熱後の養生によって再水和反応が起こる、もしくは水和が進行することで新たな水和殻が形成されると、剛性は再び上昇する（ピークひずみは減少する）としている。

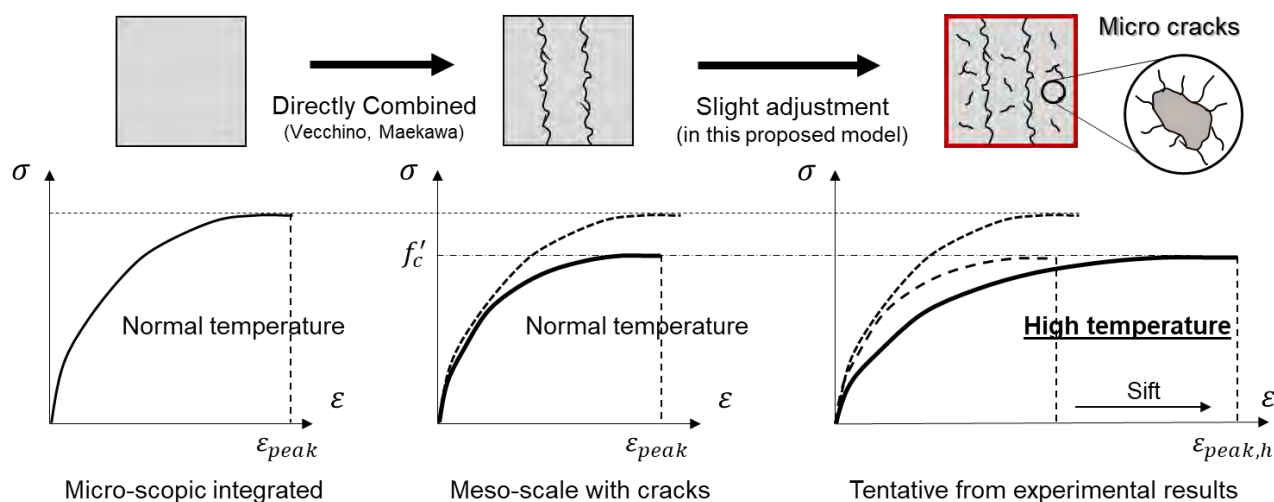


Fig. 5-5 高温環境下で生じる微細ひび割れによるコンクリートの剛性低下

第5章の参考文献

- [5.1] 宮本圭一，安部武雄：高温度における高強度コンクリートの力学的特性に関する研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.68(574)，pp.227-234，2003
- [5.2] 道越真太郎，小林裕，黒岩秀介：圧縮力を受けるコンクリートの高温時におけるひずみ挙動，日本建築学会構造系論文集，Vol.72(621)，pp.169-174，2007
- [5.3] 道越真太郎，小林裕，黒岩秀介：横拘束されたコンクリートの高温時における圧縮強度に関する研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.73(623)，pp.143-147，2008
- [5.4] Y. Li, P. Pimienta, N. Pinoteau, K.H. Tan : Effect of aggregate size and inclusion of polypropylene and steel fibers on explosive spalling and pore pressure in ultra-high-performance concrete (UHPC) at elevated temperature, Cement and Concrete Composites, Vol.99, pp.62-71, 2019
- [5.5] Y. Li, Y. Zhang, E.H. Yang, K.H. Tan : Effects of geometry and fraction of polypropylene fibers on permeability of ultra-high performance concrete after heat exposure, Cement and Concrete Research, Vol.116, pp.168-178, 2019
- [5.6] 一瀬賢一，長尾覚博，川口徹：高温加熱状態における高強度コンクリートの力学的性質に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.67(557)，pp.23-28，2002
- [5.7] M. Ozawa, H. Morimoto : Effects of various fibres on high-temperature spalling in high-performance concrete, Construction and Building Materials, Vol.71, pp.83-92, 2014

- [5.8] F. Ali : Is high strength concrete more susceptible to explosive spalling than normal strength concrete in fire?, *Fire and Materials*, Vol.26(3), pp.127-130, 2002
- [5.9] K.D. Hertz : Limits of spalling of fire-exposed concrete, *Fire Safety Journal*, Vol.38(2), pp.103-116, 2003
- [5.10] Y. Fu, L. Li : Study on mechanism of thermal spalling in concrete exposed to elevated temperatures, *Materials and Structures*, Vol.44, pp.361-376, 2011
- [5.11] J.C. Liu, K.H. Tan, Y. Yao : A new perspective on nature of fire-induced spalling in concrete, *Construction and Building Materials*, Vol.184, pp.581-590, 2018
- [5.12] L. T. Phan, J. R. Lawson, F. L. Davis : Effects of elevated temperature exposure on heating characteristics, spalling, and residual properties of high performance concrete, *Materials and Structures*, Vol.34(2), pp.83-91, 2001
- [5.13] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water, *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, Vol.26, pp.537-562, 2002
- [5.14] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.192(13-14), pp.1731-1771, 2003
- [5.15] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler : Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.195(41-43), pp.5707-5729, 2006
- [5.16] J. Zhao, J.J. Zheng, G.F. Peng, K. Breugel : A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure, *Cement and Concrete Research*, Vol.65, pp.64-75, 2014
- [5.17] H. L. Zhang, C. T. Davie : A numerical investigation of the influence of pore pressures and thermally induced stresses for spalling of concrete exposed to elevated temperatures, *Fire Safety Journal*, Vol.59, pp.102-110, 2013
- [5.18] F. J. Ulm, O. Coussy, Z. P. Bažant : The “Chunnel” fire. I: chemoplastic softening in rapidly heated concrete, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.125(3), pp.272-282, 1999
- [5.19] Y. Msaad, G. Bonnet : Analyses of heated concrete spalling due to restrained thermal dilation: application to the “chunnel” fire, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol.132(10), pp.1124-1132, 2006
- [5.20] R. J. Connolly : *The Spalling of Concrete in Fires*, Aston University, 1995.
- [5.21] G. A. Khoury : Passive fire protection of concrete structures, *Proceedings of the Institution of Civil Engineers -Structures and Buildings*, Vol.161(3), pp.135-145, 2008
- [5.22] Y. Sertmehmetoglu : *On a Mechanism of Spalling of Concrete Under fire Conditions*, University of London, 1977
- [5.23] J. C. Mindeguia, H. Carré, P. Pimienta, C. L. Borderie : Experimental discussion on the mechanisms behind the fire spalling of concrete, *Fire and Materials*, Vol.39(7), pp.619-635,

2015

- [5.24] 石田哲也, 前川宏一 : 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, 土木学会論文集, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [5.25] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi : Multi-Scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2008
- [5.26] K. Maekawa, A. Pimanmas, H. Okamura : Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press, 2003
- [5.27] P. Kalifa, F. D. Menneteau, D. Quenard : Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures, Cement and Concrete Research, Vol.30(12), pp.1915-1927, 2000
- [5.28] L. T. Phan : Pore pressure and explosive spalling in concrete, Materials and Structures, Vol.41(10), pp.1623-1632, 2008
- [5.29] K. H. Tan, T. T. Nguyen : Experimental behaviour of restrained reinforced concrete columns subjected to equal biaxial bending at elevated temperatures, Engineering Structures, Vol.56, pp.823-836, 2013
- [5.30] Z. P. Bazant, S. Sener, J. K. Kim : Effect of cracking on drying permeability and diffusivity of concrete, ACI materials journal, Vol.84(5), pp.351-357, 1987
- [5.31] 國島正彦・堀川顕一 : 日本坂トンネルの火災, 失敗知識データベースー失敗百選, <http://www.shippai.org/fkd/cf/CD0000132.html>
- [5.32] S. Asamoto, T. Ishida, K. Maekawa : Time-dependent constitutive model of solidifying concrete based on thermodynamic state of moisture in fine pores, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol.4(2), pp.301-323, 2006
- [5.33] K. Velez, S. Maximilien, D. Damidot, G. Fantozzi, F. Sorrentino : Determination by nanoindentation of elastic modulus and hardness of pure constituents of Portland cement clinker, Cement and Concrete Research, Vol.31(4), pp.555-561, 2001
- [5.34] G. Constantinides, F. J. Ulm : The effect of two types of C-S-H on the elasticity of cement-based materials: Results from nanoindentation and micromechanical modeling, Cement and Concrete Research, Vol.34(1), pp.67-80, 2004
- [5.35] M. J. Dejong : Sources of high temperature degradation 1 of cement-based materials: Nanoindentation and Microporoelastic Analysis, Thesis (PhD), Massachusetts Institute of Technology, 2005
- [5.36] F. J. Vecchio, M. P. Collins : The modified compression-field theory for reinforced concrete elements subjected to shear, ACI Journal, Vol.83(2), pp.219-231, 1986
- [5.37] 宮原長久, 川上泰司, 前川宏一 : ひびわれを含む鉄筋コンクリート板要素の一軸圧縮応力下における非線形挙動, 土木学会論文集, Vol.6(387), pp.249-258, 1987
- [5.38] 前川宏一, 福浦尚之 : 疑似直交 2 方向ひび割れを有する平面 RC 要素の空間平均化構成モデルの再構築, 土木学会論文集, Vol.45(634), pp.157-176, 1999
- [5.39] C. Castillo, A. J. Durrani : Effect of transient high temperature on high-strength concrete, ACI Materials Journal, Vol.87(1), pp.47-53, 1990

- [5.40] N. Kakae, K. Miyamoto, T. Momma, S. Sawada, H. Kumagai, Y. Ohga, H. Hirai, T. Abiru :
Physical and thermal properties of concrete subjected to high temperature, Journal of Advanced
Concrete Technology, Vol.15(6), 190-212, 2017

6 既往の実験結果を用いたマルチスケールでの

提案モデルの検証

6.1 はじめに

本研究では、既存のマルチスケール統合解析システムを 100℃以上の高温領域まで検討範囲とするために、高温環境下におけるコンクリートの特性をできる限り単純化してモデル化を行い、3章、4章、5章に示した通り拡張を試みた。

本章においては、提案モデルの妥当性を既往の実験結果を用いて検証する。検証においては、Fig.1-3に示すようなマルチスケール（ミクロスケール、メソスケール、マクロスケール）において、それぞれ検証を行う。

まず、ミクロスケールの検証としては、熱重量分析（TG）によるセメント水和物の脱水による質量変化やナノインデンテーションによるセメント硬化体の剛性低下、水銀圧入法による空隙率の変化を検討する。次に、メソスケールでは、小型のコンクリート供試体レベル（10⁻¹mスケール）での実験結果を用いて、供試体内部の温度や水蒸気圧の変化、高温状態におけるコンクリートの応力ひずみ関係、加熱後の養生による圧縮強度の変化について検証を行う。最終段階として、鉄筋コンクリート部材を加熱した際の変形挙動を検討した実験結果により、マクロスケールでの検証を行う。この検証においては、鉄筋コンクリート構造物の代表的な部材である、柱、スラブ、梁について、耐力の3割～7割程度の荷重状態で火災による高温履歴を受けた際の変形挙動を扱うこととする。

6.2 ミクロスケールにおける脱水の影響の検証

6.2.1 熱重量分析（TG）によるセメント水和生成物の脱水挙動の検証

3章に述べたセメント水和物の脱水反応モデルにより、高温環境下において、モノサルフェート、C-S-H、水酸化カルシウムから解放される結晶水量が計算される。これの計算結果が空隙構造形成モデル[6.1,6.2]に反映されることで、水和物の体積変化や質量変化が自動的に計算される。ここでは、以上のようにして計算されたセメント水和物の質量変化について、熱重量分析（TG）結果を用いて検証する。検討に用いたのは、セメントと水が過不足なく反応している水セメント比 40%のセメントペーストの TG の結果である[6.3]。数値解析においても、これと同配合、養生条件のセメントペーストを作成し、TGと同じ速度で加熱した際の質量変化を検証した。

Fig.6-1に結果を示す。これを見ると、数値解析結果は精度良く実験結果を予測できていると言える。しかし、100℃から200℃における質量変化の挙動に相違が見られる。これは、モノサルフェートとC-S-Hの脱水モデルを簡易化（詳細は3章に記述）したことが考えられる。また、セメント中の鉱物組成が異なると生成される水和物も異なるが、実験で用いたセメントの鉱物組成にばらつきがあったこともこの相違の原因として考えられる。

200℃程度のセメント水和物の脱水挙動は、コンクリートの爆裂に影響を及ぼすため、今後、

ポゾラン材料を含めた更なる検討を進め、詳細なモデル化を試みる予定である。

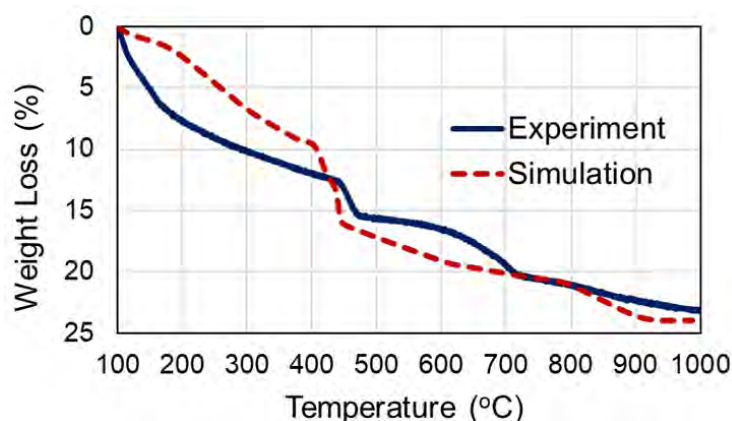


Fig. 6-1 セメント水和物の脱水反応によるセメントペーストの質量変化

6.2.2 ナノインデンテーションによるセメント硬化体の剛性低下の検証

5 章に述べたセメント硬化体の剛性低下も、3 章に述べたセメント水和物の脱水反応モデルの結果に基づいて計算される。本モデルでは、モノサルフェート、C-S-H、水酸化カルシウムから解放される結晶水量に起因してセメント水和物の剛性が低下すると仮定している。前項において、セメント水和物の脱水挙動の妥当性が検証されたため、本項では、この脱水挙動に基づいて計算されるセメント硬化体の剛性低下について、既往のナノインデンテーションによる計測結果[6.4]を用いて検証する。

Fig.6-2 に検証結果を示す。解析結果は 200°Cから 400°C程度でセメント硬化体の剛性を過小評価しているものの、コンクリート構造物の損傷が大きくなり始める 500°C以降は、剛性を良好に予測できていると言える。また、既往の研究[6.4]によると、高温作用を受けたセメント硬化体のナノインデンテーション結果には大きなばらつきが生じている。したがって、提案モデルによる解析結果は、火災時のコンクリート構造物のリスク評価において、適切な範囲で安全側の評価をしていると言える。

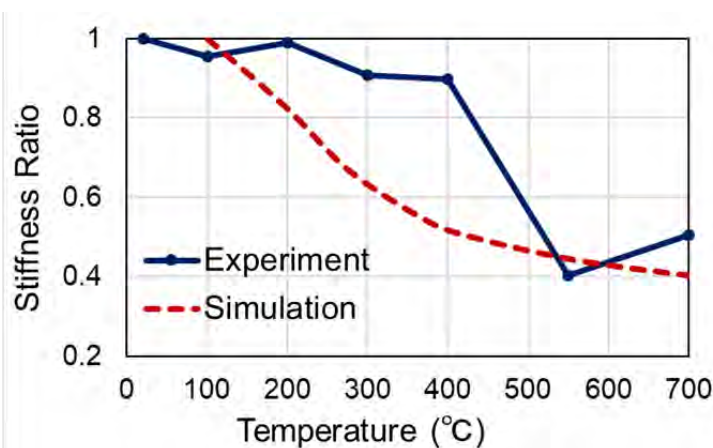


Fig. 6-2 セメント水和物の脱水反応によるセメント硬化体の剛性低下

6.2.3 水銀圧入法による空隙量増加の検証

3章に述べたセメント水和物の脱水反応モデルにより、モノサルフェート、C-S-H、水酸化カルシウムから結晶水が解放されると、空隙構造形成モデル[6.1,6.2]において、コンクリート中の空隙量が計算される。本モデルにおいては、この空隙量によってコンクリートの強度や水分移動特性が決定されるため、非常に重要なパラメータであると言える。ここでは、高温加熱を受けたセメントペースト中の空隙量の変化について、水銀圧入法を用いて検証する。

検討に用いたのは、普通強度および高強度コンクリートを想定した水セメント比 55%と 35%のセメントペーストである。加熱を行う試験体は、温度 20℃の環境において十分に養生した後、電気炉を用いて毎分 10℃の加熱速度で昇温し、目標温度に達した後、すぐに降温した。

Fig.6-3 に比較結果を示す。実験結果、解析結果共に、水セメント比 55%の非加熱試験体の空隙量を 1.0 とした場合のそれぞれの検討ケースにおける空隙量を示している。これを見ると、水セメント比によらず、加熱後には空隙量が増加しており、その空隙の増加量は、実験結果、解析結果共に、低水セメント比の方が大きい結果となっている。提案モデルによって計算された空隙量は、実験結果を適切に予測できていることが明らかとなった。

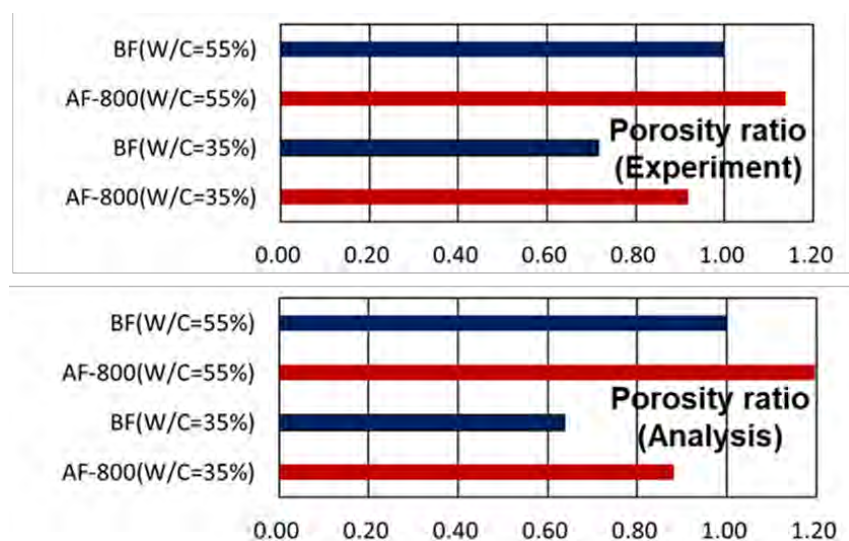


Fig. 6-3 高温加熱によるセメントペースト中の空隙量の変化

6.3 メソスケールにおける高温作用の影響の検証

6.3.1 内部温度と水蒸気圧－温度上昇速度の影響－

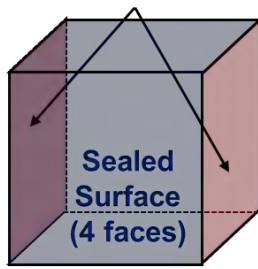
ここまで、セメント水和物の脱水反応による質量や空隙量の変化といったミクロスケールでの検証を行い、提案モデルの妥当性が示された。高温加熱時のミクロレベルでの変化であるセメント水和物の脱水反応は、コンクリート中の空隙構造を疎にする一方、放出された結晶水が蒸発するために、コンクリート中の水蒸気圧に対してプラスにもマイナスにも作用すると考えられる。したがって、ここでは対象をメソスケールに移し、ミクロレベルでの事象が水蒸気圧の変化に与える影響について検証を行った。

本項では、水セメント比を一定として、温度上昇速度を変化させた場合の水蒸気圧の推移について、既往の実験結果[6.5]を用いて検証を行う（Fig.6-4）。コンクリート中の水蒸気圧の変化を検証する上で、内部温度の状態は非常に重要であるため、合わせて検証を行うこととした。Fig.6-4 に示すように、一辺 100mm のコンクリート供試体の側面 2 面を加熱、他の 4 面は封緘状態とし、供試体の中央部における温度と水蒸気圧を計測する[6.5]。コンクリートの水セメント比は 53.6%の普通コンクリートで、試験時の圧縮強度および引張強度はそれぞれ 37MPa、3.66MPa である。打設後 1 日で脱型した後、7 日間封緘養生、その後 3 週間は実験室内にて気中養生し、過度な乾燥を防ぐため、そこから材齢 90 日まで再び封緘養生を行った[6.5]。加熱速度は毎分 120℃、10℃、2℃、1℃の 4 ケースを検討している（Fig.6-4）。

Fig.6-4 に比較結果を示す。解析結果は、全ての加熱速度において温度履歴を非常に精度良く予測できていることが分かる。続いて、水蒸気圧の変化の比較結果を見ると、低速加熱時（毎分 10℃、2℃、1℃）には、解析結果は、実験結果を適切に予測できていると言える。しかし、急速加熱時（毎分 120℃）では、解析結果は水蒸気圧の上昇を過大評価しており、実験の供試体において、水蒸気圧がコンクリート内部から逃げやすい状態となっていることが考えられる。これは、急速加熱時に大きくなる温度勾配等で、コンクリート内部に微細なひび割れが生じることによる影響が大きいと推察される。

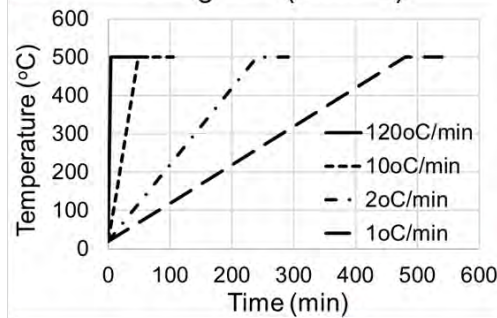
提案モデルでは、3 章および 5 章に記述したように、高温環境下において、セメント水和物の脱水反応に起因する空隙構造の変化やマクロなひび割れの発生の両者による水分移動特性の変化については考慮しているが、微細ひび割れによる影響は考慮していない。コンクリート中に微細ひび割れが発生することで、水蒸気圧が外部に放出されやすくなると考えられる。今後、コンクリート構造物の火災リスクを定量的に評価していく上で、高温時における微細ひび割れが水分移動特性に与える影響をモデル化することで、提案モデルの高度化を目指したい。なお、モデルの開発段階である現状においては、適切に安全側の評価を行うことができていると判断している。

Heated surface (2 faces)



100mm-sided cube

Heating rate (4 cases)



W/C (%)	Unit Weight (kg/m ³)			
	C	W	S	G
53.6	347	186	838	1041

Compressive strength = 37MPa

Tensile strength = 3.66MPa

Temperature and vapor pressure are measured at center of specimen

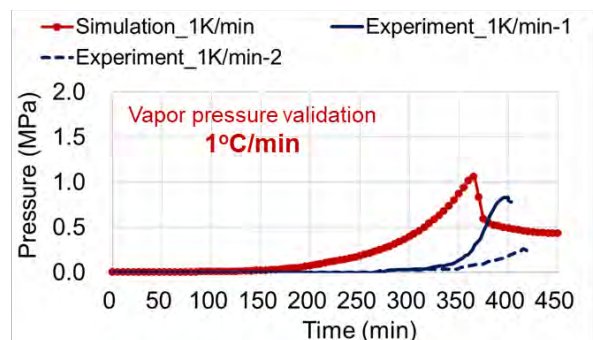
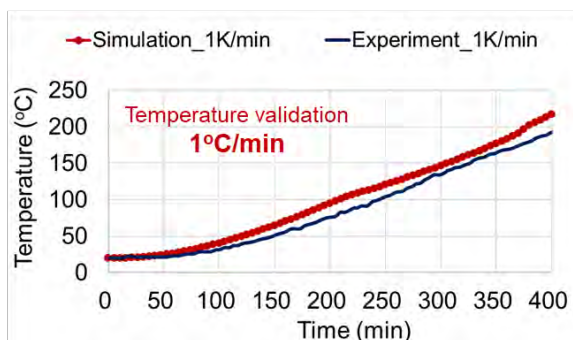
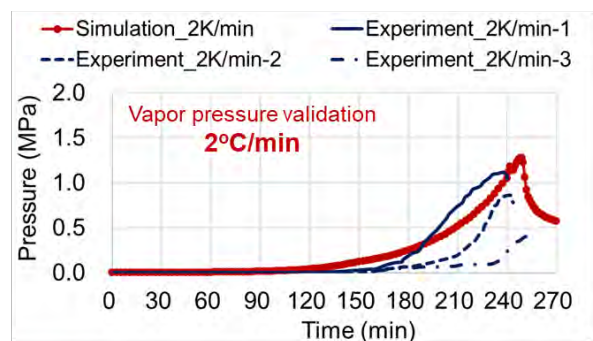
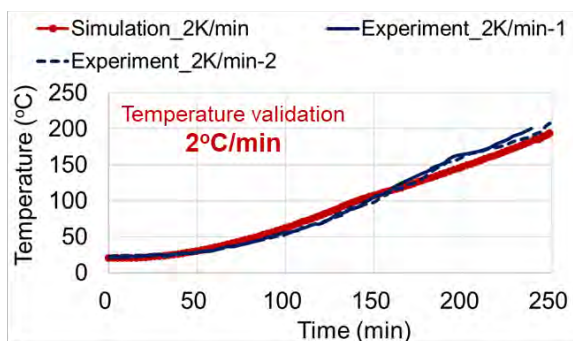
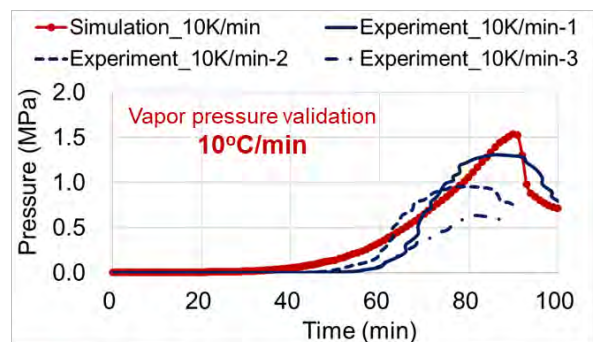
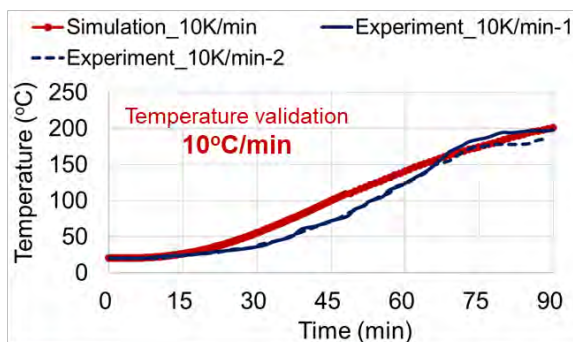
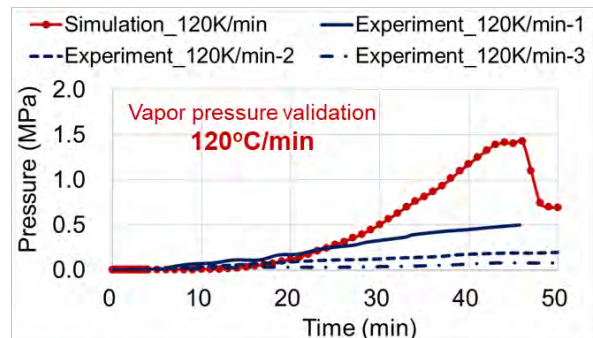
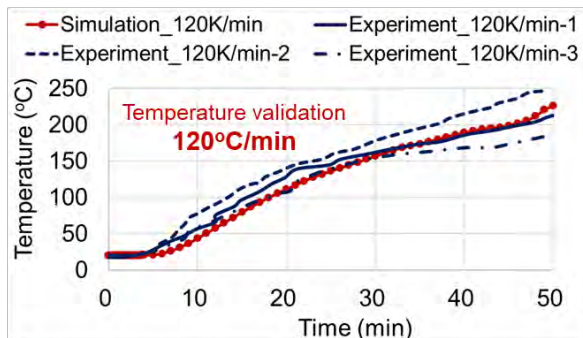


Fig. 6-4 高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（加熱速度の影響）

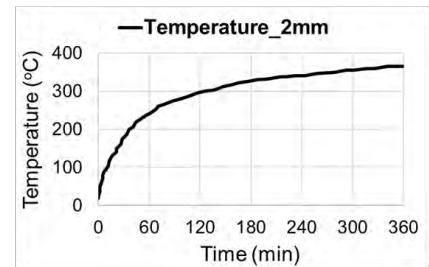
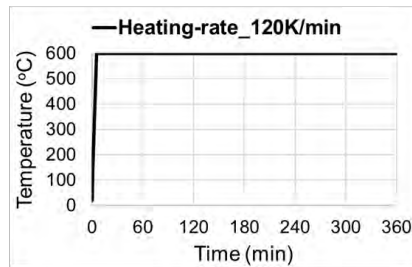
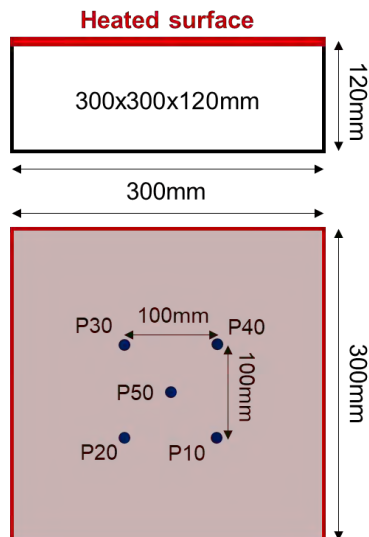
6.3.2 内部温度と水蒸気圧－水セメント比の影響－

前項においては、水セメント比を一定として加熱速度を変化させた際の水蒸気圧の上昇について検討を行った。本項では、温度上昇速度を一定として、水セメント比を変化させた場合の水蒸気圧の推移について、既往の実験結果[6.6]を用いて検証を行うこととした（Fig.6-5）。前項の検証で用いたコンクリートの配合が普通強度のコンクリートであったため、本項で対象とするのは、それよりも低水セメント比で水蒸気圧の上昇が大きくなると考えられるケースとした。なお、本項においてもコンクリート内部の温度上昇について検証を行っている。

Fig.6-5 に示すように、一辺 300mm の正方形断面を持つ、厚さ 120mm のコンクリート供試体の上面 1 面を加熱、側面 4 面は封緘状態としているが、底面は特に処理はせず、試験室内環境に暴露されている。温度および水蒸気圧の推移は、Fig.6-5 に示す計測点において計測されている[6.5]。加熱速度は 5 分で 600℃まで到達するように管理し、600℃に到達後はその温度で 6 時間保持した（Fig.6-5）。コンクリートの水セメント比は 29%、36%、44%の 3 ケースとし、試験時の圧縮強度はそれぞれ 76MPa、62MPa、53MPa である[6.5]。

Fig.6-5 に検証結果を示す。解析結果は、本項の対象としたコンクリートにおいても温度履歴を精度良く予測できていることが分かる。一方で、水蒸気圧については、実験結果を適切に予測できているものもある（W/C=29%_40mm, W/C=44%_10mm, W/C=44%_20mm）が、多くの検証ケースで水蒸気圧の上昇を過大評価している。本項の検証に用いた実験の加熱速度は、前項の急速加熱のケースと同じ加熱速度であり、同様の結果となっている。しかし、解析結果は水セメント比が大きくなるほど水蒸気圧の最大値が小さくなる傾向にあり（Fig.6-5）、これは、既往の報告における傾向[6.7-6.11]と同様である。

ここで、水蒸気圧の推移に関して実験結果を見ると、水セメント比に関わらず、加熱面から 10mm の深さでは、加熱開始から 40 分前後で水蒸気圧が最大値となっており、20mm では 60 分前後、30mm では 80 分前後、40mm では 100 分前後にそれぞれ水蒸気圧の最大値を示す傾向にある。一方で、解析結果では、それぞれの深さにおいて、実験結果から 20 分程度遅れて水蒸気圧が最大値を取っていることが分かる。そして、実験結果と解析結果の両者の水蒸気圧が上昇していく傾きは一致している傾向にある。つまり、加熱開始から 40 分程度から、コンクリート内部に水蒸気圧を低減する効果を持つほどの微細なひび割れが生じ、これにより、水蒸気圧の上昇に歯止めがかかると考えられる。



W/C (%)	Unit Weight (kg/m ³)				f_c' [28days] (MPa)
	Cement	Water	Sand	Gravel	
29	500	143	740	1049	76
36	450	160	740	1049	62
44	400	177	740	1049	53

P10, P20, P30, P40, P50 is measurement points for temperature and vapor pressure at 10mm, 20mm, 30mm, 40mm, 50mm from the heated surface respectively.

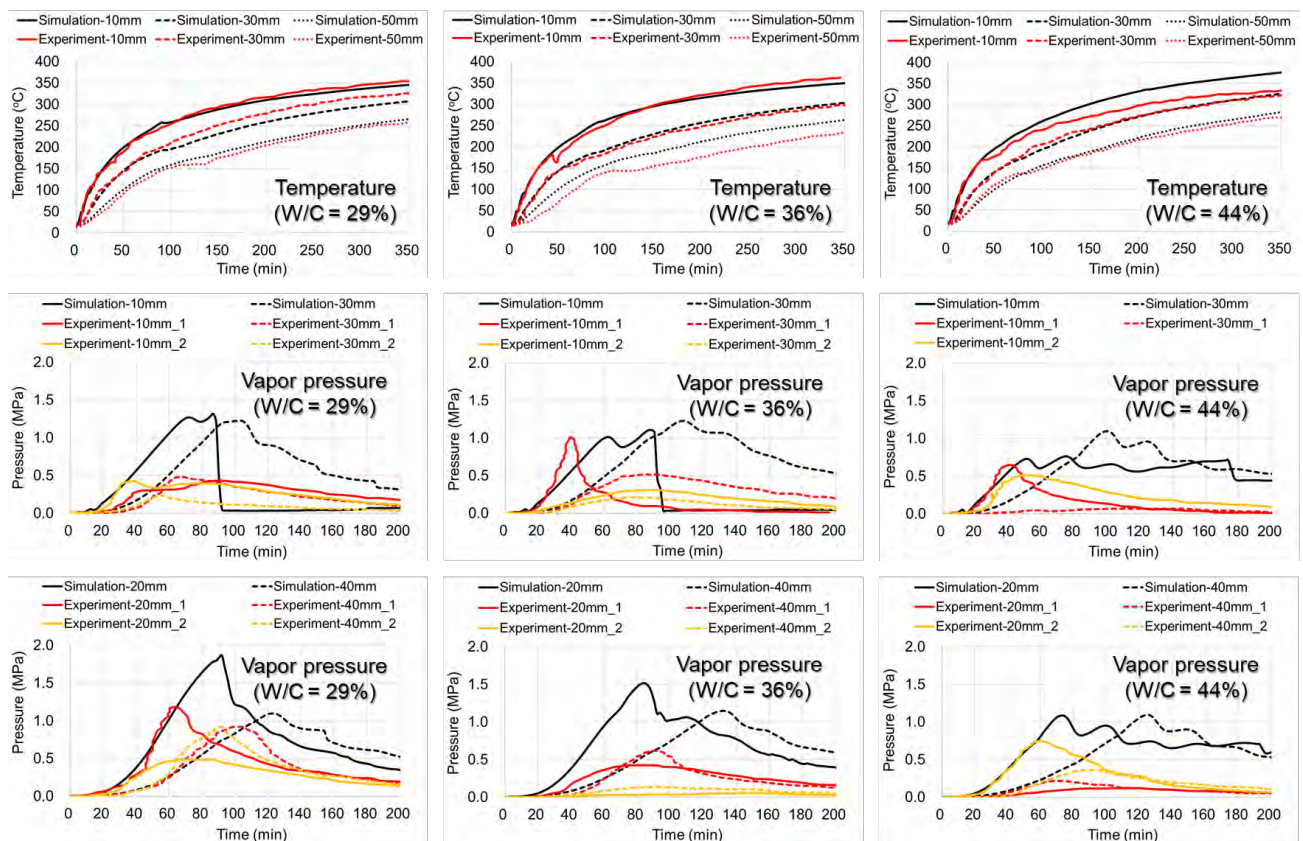


Fig. 6-5 高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（水セメント比の影響）

6.3.3 高温状態における圧縮時の応力ひずみ関係

3章に述べたセメント水和物の脱水反応モデルによるコンクリートの強度低下および5章に述べたセメント硬化体の損傷と微細ひび割れモデルによる剛性低下の両者を、高温時に圧縮されたコンクリートの応力ひずみ関係[6.12]により検証する。

圧縮試験は、直径 50mm、高さ 100mm のコンクリートの円柱供試体を用いて行っている[6.12]。コンクリートの水セメント比は 32%, 41%, 58% の 3 種類であり、粗骨材の最大寸法は 15mm で

ある。打設後 24 時間で脱型し、その後は 20℃の恒温で十分に水和が進行するまで養生を行っている。なお、Fig.6-6 に示すように、爆裂による損傷を防ぐため、100℃までは毎分 0.8℃、それ以降は毎分 1.25℃の低速加熱で目標温度まで加熱し、1.5 時間の温度保持を行った後に圧縮試験を行っている[6.12]。

Fig.6-6 に検証結果を示す。それぞれの水セメント比において、目標温度 300℃および 700℃で比較を行っている。なお、300℃はセメント水和物の分解が進むことでコンクリート内の空隙が増加し始める温度であり、700℃はコンクリートの強度や剛性の低下だけでなく鉄筋の温度上昇により構造物の変形が増大する温度である。Fig.6-6 によると、数値解析結果は、全ての検討ケースにおいて十分な予測精度であると言える。

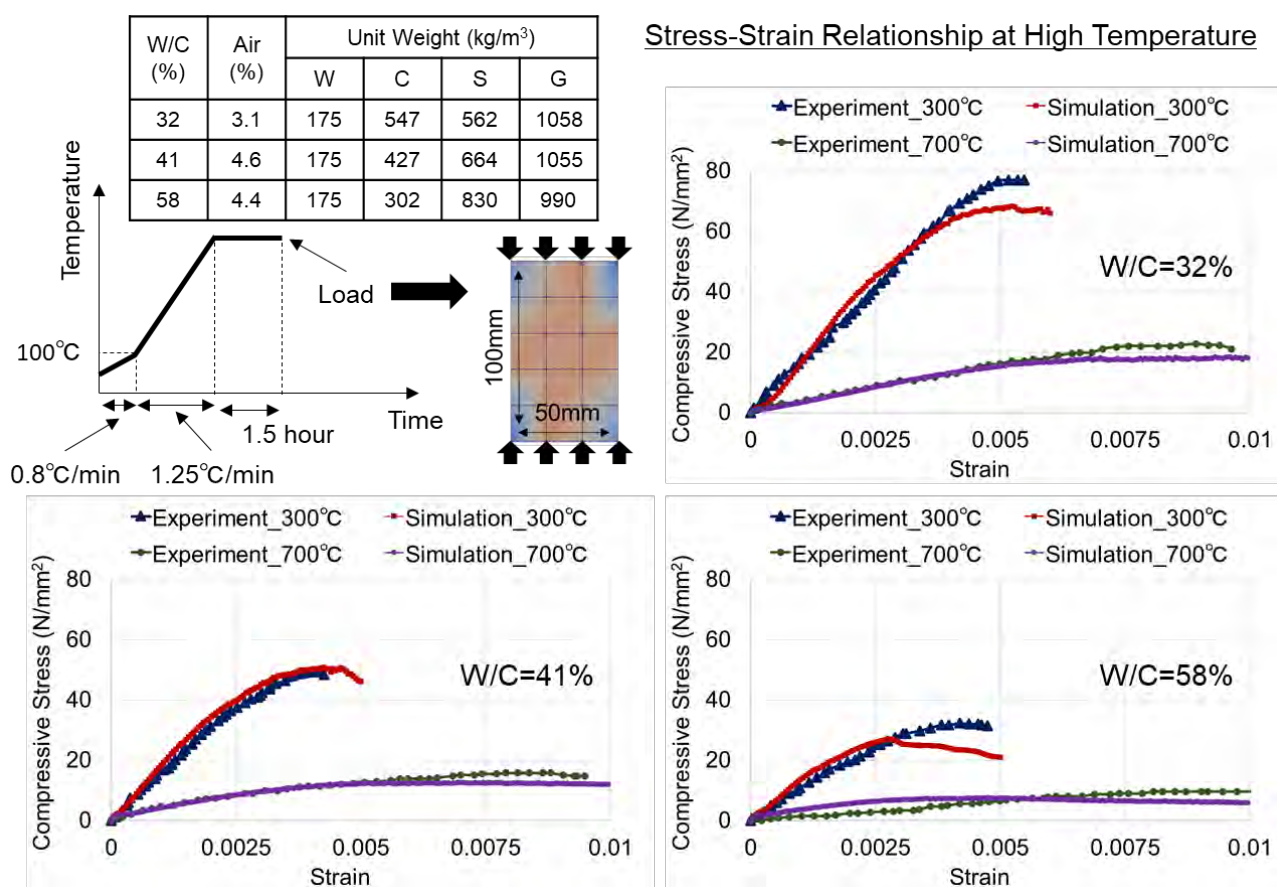


Fig. 6-6 高温環境下におけるコンクリートの応力ひずみ関係（円柱供試体）

6.3.4 再養生後の再水和による圧縮強度の変化

前項で検証を行ったように、高温環境下でコンクリートには強度低下が生じるが、その後の養生によって酸化カルシウムの再水和および未水和セメントの水和反応が起こることで、コンクリートは強度回復する（詳細は 3 章に記述）。ここでは、この圧縮強度の回復についての実験結果[6.13]を用いて検証を行う。

圧縮強度試験を行う供試体は、1 辺が 100mm の立方体のコンクリート供試体であり、水セメント比は 30%と 50%の 2 通りとした。打設後、24 時間で脱型を行い、その後は材齢 28 日まで

20℃一定の水中で養生，28日以降は，温度 20℃，湿度 75%の恒温恒湿槽で材齢 60 日になるまで養生している[6.13]。加熱条件は，Fig.6-7 に示すように，600℃と 800℃の目標温度まで毎分 2.5℃の速度で昇温を行い，1 時間保持した後，20℃まで降温する。なお，圧縮強度は，常温時（Before fire），加熱後（After fire），加熱後養生 7 日（7days curing），28 日（28days curing），56 日（56days curing）で計測している[6.8]。

Fig.6-7 の結果は，実験と解析の圧縮強度の比較を示している。本モデルによる解析結果は，実験結果を精度良く予測していると言える。水セメント比 30%の加熱後および養生後の圧縮強度は過小評価となっているものの，56 日の結果は実験結果と近似してきており，加熱後の養生により強度が回復していることが分かる。なお，未水和のセメントの多いと考えられる水セメント比 30%のケースにおいて，加熱後の養生による強度回復が実験および解析の両者で，水セメント比 50%のケースよりも大きい結果となっている。これは，3 章に述べた，未水和のセメントの水和反応による新たな水和物の析出によるものと考えられる。

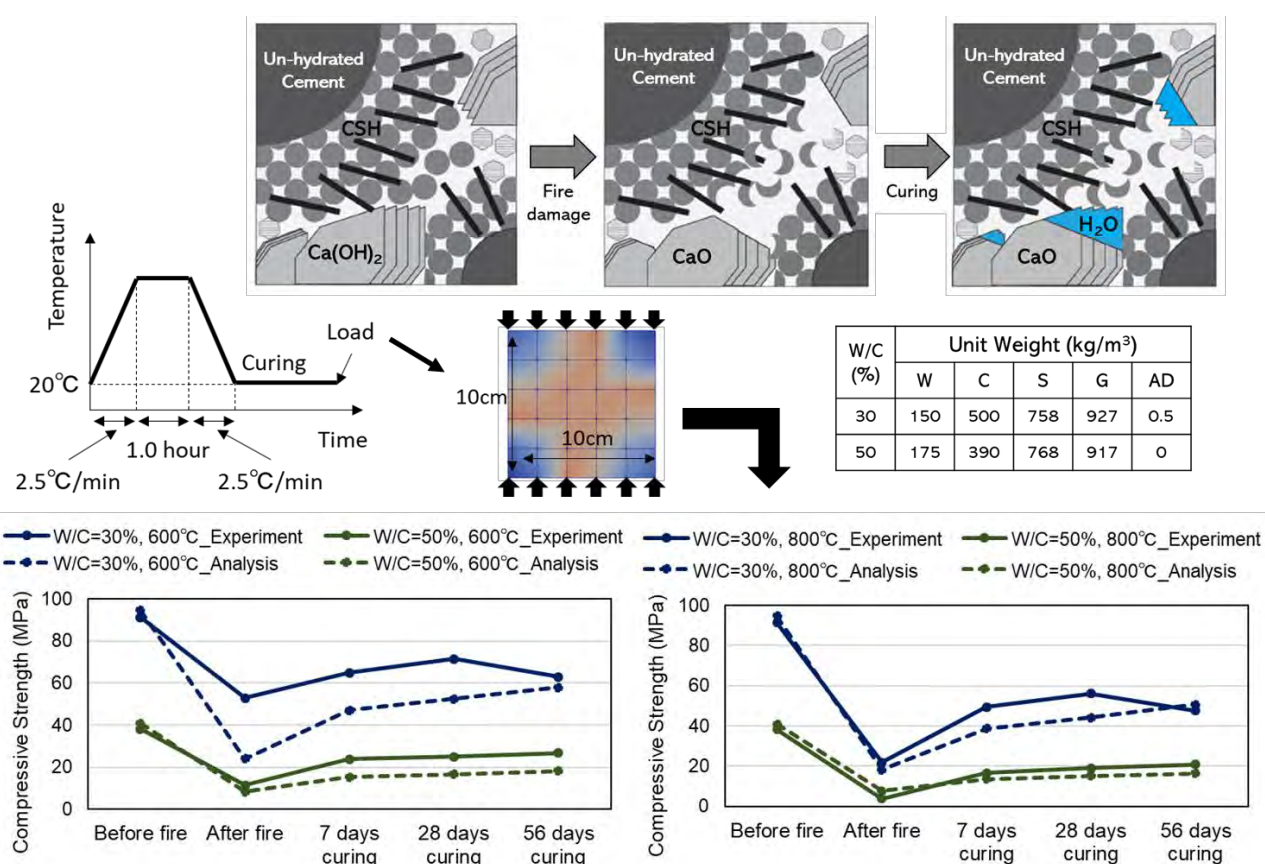


Fig. 6-7 加熱後の養生によるコンクリートの圧縮強度の回復（立方体供試体）

6.4 マクロスケールにおける変形挙動の検証

6.4.1 鉄筋の温度依存性モデル

高温環境下における RC 部材の変形挙動を検討する上で，鉄筋の温度依存性が大きく左右されると考えられる。事実，高温領域での鉄筋の挙動は，常温時における特性と大きく異なることが分かっている[6.14-6.17]。特に，高温時における鉄筋の熱膨張[6.14,6.15]，降伏強度および

剛性の低下[6.16,6.18]は、RC の挙動に与える影響が大きいと考え、Fig.6-8 に示すようにモデル化を行った。

Fig.6-8 の左側のグラフは、高温時における鉄筋の熱膨張を示している。EURO CODE [6.14]によると、高温環境下での鉄筋の熱膨張量は常温時よりも大きく、750℃から 850℃近傍で熱膨張が発生しなくなる領域が存在する。本研究（Proposed Model）においては、モデルの簡潔化を図るため、Fig.6-8（左）のように一定の熱膨張率で膨張し続けると仮定した。

Fig.6-8 の中央および右側のグラフは、高温環境下での鉄筋の降伏強度と剛性の低下[6.16,6.17]を示している。これを見ると、降伏強度と剛性においても温度依存性が存在する。本モデルでは、この特性を鉄筋の温度履歴を用いて以下のように表現することとした。

$$f_{y,fire} = f_y \exp \left[- \left(\frac{T_{bar}}{750} \right)^2 \right] \quad (6.1)$$

$$E_{bar,fire} = E_{bar} \left(1 - 0.03 \frac{T_{bar}}{100} \right) \quad (6.2)$$

ここで、 $f_{y,fire}$ は高温加熱によって低下した鉄筋の降伏強度[Pa]、 f_y は常温時における鉄筋の降伏強度[Pa]、 $E_{bar,fire}$ は高温加熱によって低下した鉄筋の剛性[Pa]、 E_{bar} は常温時における鉄筋の剛性[Pa]、 T_{bar} は鉄筋の温度[℃]であり、高温加熱を受けた後、常温に戻った際に強度や剛性が回復するモデルとなっている（残留ひずみは残る）。なお、プレストレストコンクリート（PC）構造に用いられるような高強度鉄筋では、温度依存特性が異なるため、今後の検討課題とした。

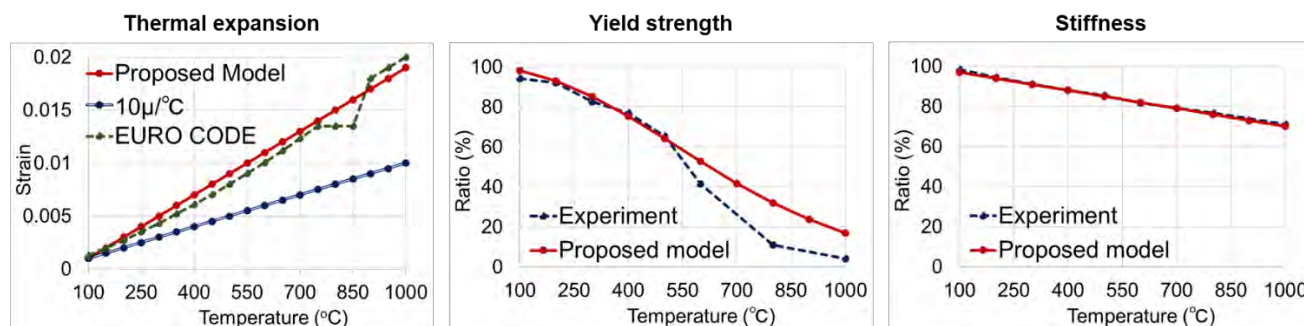


Fig. 6-8 鉄筋の温度依存特性のモデル化

6.4.2 無筋コンクリート壁部材における水蒸気圧

高温加熱中にコンクリート細孔内に発生する水蒸気圧について、これまで多くの研究で予測が試みられてきた[6.18-6.26]。前述のように、メソスケールにおける水蒸気圧の検証も行っているが、部材レベルではより大きな温度勾配や圧力勾配が生じる。ここでは、既往の実験結果[6.27]を用いて、無筋コンクリートの壁部材の加熱試験時における水蒸気圧履歴の検証を行う。

Fig.6-9 に示すように、一辺 600mm の正方形断面の壁部材の中央部を ISO834 加熱曲線によって 30 分間加熱した[6.27]。水結合材比は 20%であり、封緘状態にて 28 日間の養生を行った後、加熱試験を行った結果である。グラフには、Point I および Point II の計測点における温度と水蒸気圧の検証結果を示し、各計測点において、深さ方向には、加熱面から 25mm, 50mm, 75mm

の3地点を比較している。

Fig.6-9 の比較結果を見ると、解析結果は実験結果を精度よく再現できていると言える。特に、深さ 50mm 地点と 75mm 地点においては、温度履歴、水蒸気圧履歴の両者を非常に正確に予測していることが分かる。一方で、深さ 25mm 地点においては相違が見られる。解析結果は、水蒸気圧が急激に上昇するタイミングが実験結果と比較して早い、これは、解析結果において、加熱開始から 10 分後から 20 分後における温度が実験結果より高いこと、計測点付近の空隙構造が実験のコンクリートよりも水蒸気圧が逃げにくい構造となっていたことが原因として考えられる。実験結果において、Point I と Point II の温度および水蒸気圧の履歴が大きく異なることから、実験での加熱やコンクリートの空隙構造のばらつきが大きいことが言える。

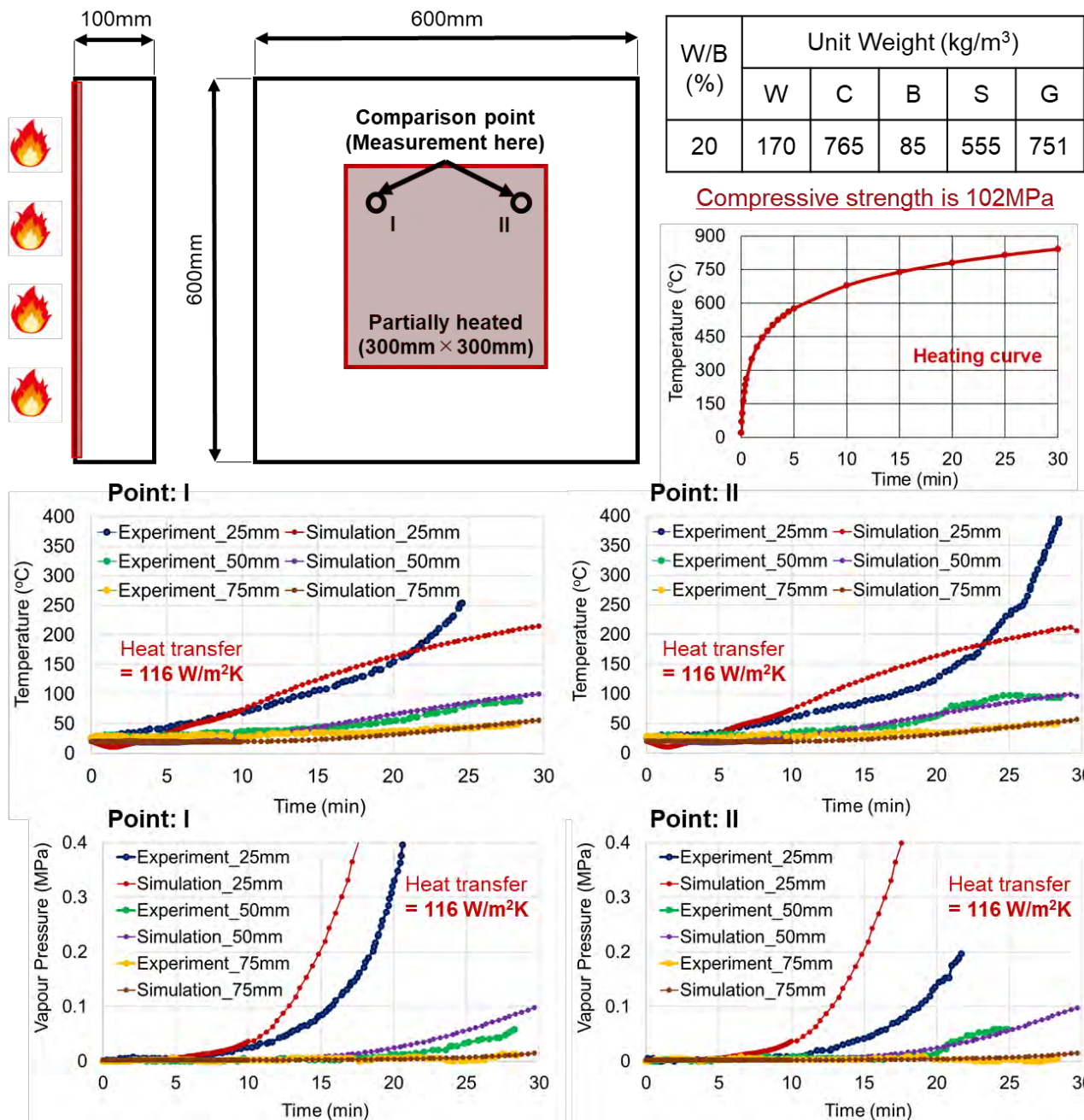


Fig. 6-9 高温加熱時におけるコンクリート壁部材の温度と水蒸気圧の検証（一面加熱）

6.4.3 RC 柱部材におけるコンクリートの爆裂時間とその後の内部温度の上昇

前項において、部材スケールでの水蒸気圧について検証を行った。部材レベルでは、表面と内部での温度勾配が非常に大きくなることが考えられ、部材の加熱時における耐力を検討する上で、コンクリート内の熱伝導の検証も必要不可欠である。ここでは、比較的断面の大きい高強度 RC 柱部材を用いた加熱実験結果[6.28]によって、急速加熱時の熱伝導について検証する。本検証においては、Fig.6-10 に示すように、一辺 700mm の正方形断面を持つ RC 柱部材の側面部全体を ISO834 加熱曲線によって加熱する[6.28]。コンクリートの水結合材比は 20%であり、加熱面から 20mm, 50mm, 80mm, 120mm 地点における温度履歴を検証した。

Fig.6-10 を見ると、実験においては、20mm の計測点で加熱開始から 20 分後の爆裂が発生し、加熱環境に晒されたことで温度が急激に上昇していることが分かる。つまり、この計測点における温度は、コンクリートの温度ではなく炉内温度を示していると考えられる。したがって、深さ 20mm 地点と 50mm 地点においては、解析結果と実験結果が大きく乖離している。

本検証においては、2 つの検討ケースを用意した (Fig.6-10)。Simulation-1 は、コンクリートの熱伝導に爆裂の影響が関与しないとしたもの、Simulation-2 は 5 章で説明した爆裂モデルを考慮したものである。爆裂モデルを考慮することにより、深さ 20mm 地点で見られたような急激な温度上昇も再現できると考えた。

実際、Fig.6-10 を見ると、爆裂のタイミングが異なるものの、爆裂後の急激な温度上昇により深さ 20mm 地点の解析結果も炉内温度に漸近していることが分かる。この検証により、爆裂の発生時間が加熱面近傍の温度上昇に大きく影響を与える一方で、部材耐力に大きく関与するコアコンクリートの温度は表面の爆裂による温度上昇の影響はほとんどないことが明らかとなった。また、本研究の提案モデルの予測精度として、爆裂の発生予測に関して課題が残るものの、熱伝導モデルは十分な妥当性を有していると言える。

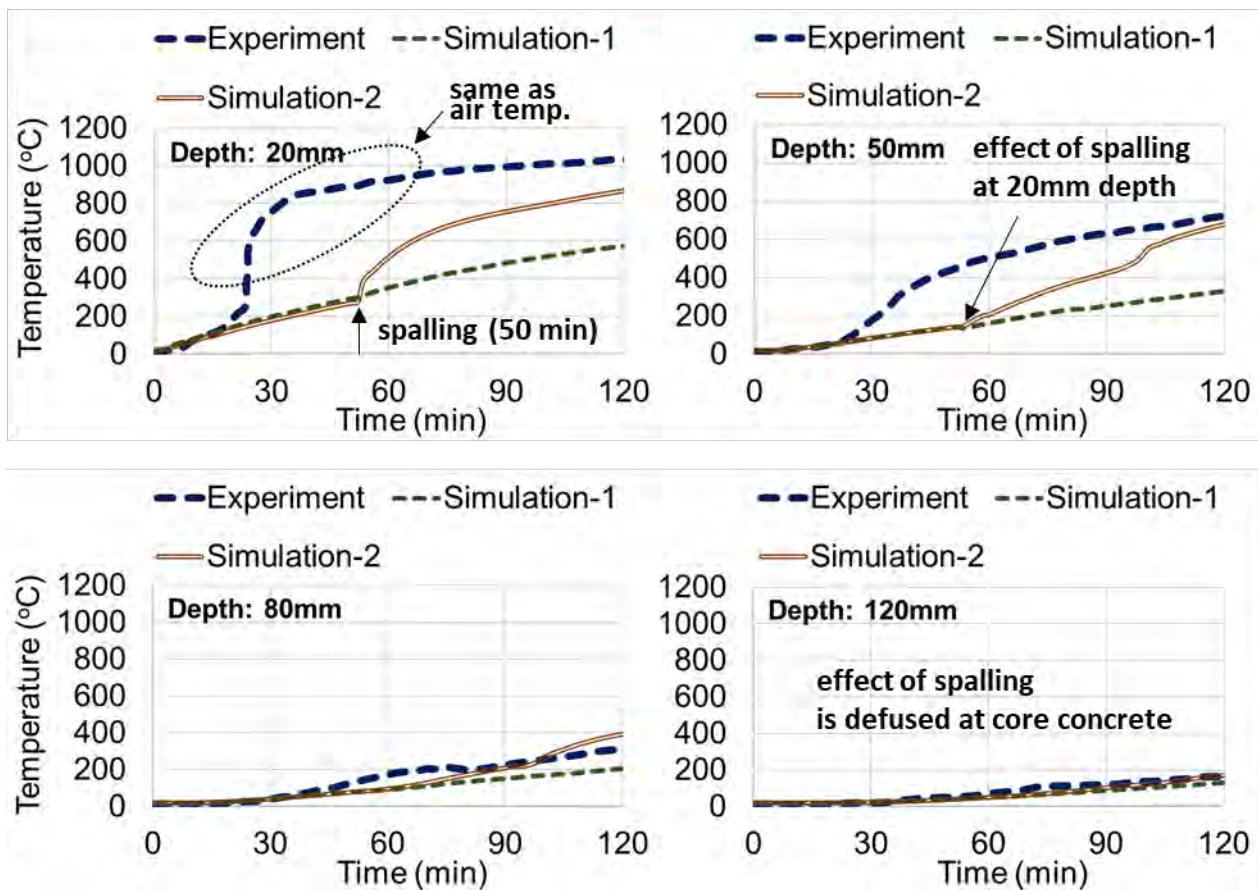
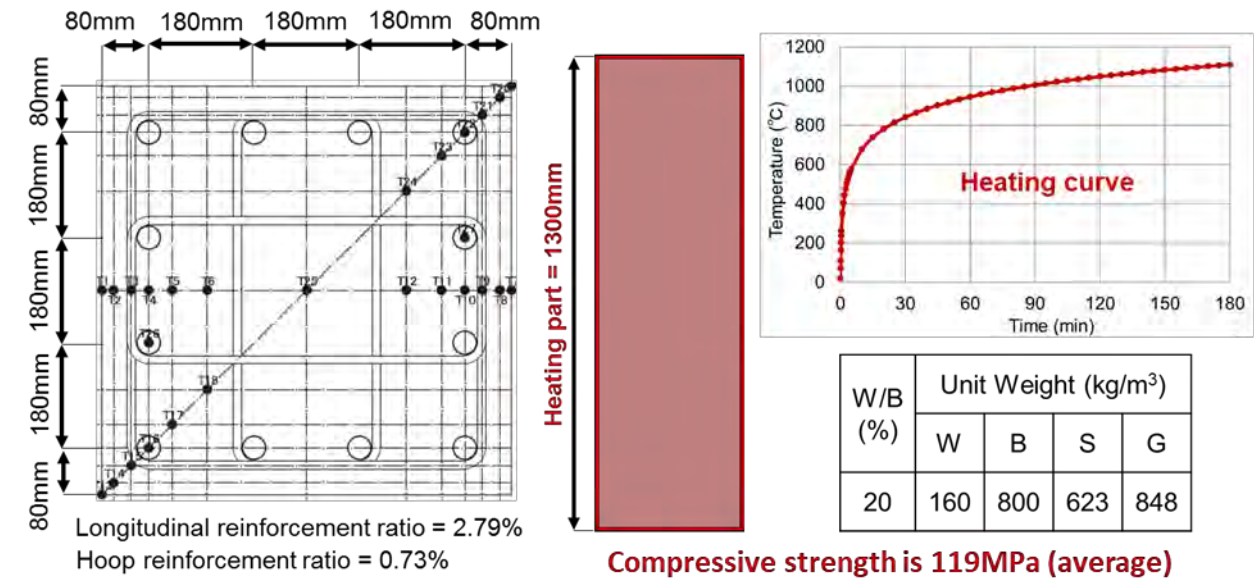


Fig. 6-10 高温加熱時における RC 部材内の温度履歴の検証（全面加熱）

6.4.4 一軸圧縮を受ける RC 長柱の一部分加熱時の変形挙動

RC 部材レベルでの検証の最終段階として、荷重を受けた状態での加熱時の変形挙動を確認する。これらの検証には、加熱面からの熱伝導、脱水反応による強度低下、爆裂による断面欠損やひび割れによる損傷の影響が全て現れる。検討部材の種類としては、コンクリート構造物

を構成する代表的な部材である柱，スラブ，梁の3種類とした。ここではまず，圧縮力を受け持つ柱部材の変形挙動を既往の実験結果[6.29,6.30]を用いて検証する。

Fig.6-11 に示すように，一辺 400mm の正方形断面を持つ高さ 3600mm の柱部材の中央部 2000mm の範囲の側面を ISO834 加熱曲線によって加熱した[6.29,6.30]。コンクリートの水結合材比は 35%，軸方向鉄筋比は 2.2%，フープ筋比は 0.8%である。コンクリートは室内環境にて 8 ヶ月間養生を行った後，耐荷力の 30%の圧縮力を与えた状態で加熱した。なお，前述した鉄筋の温度依存特性も考慮して解析を行っている（Fig.6-11）。

まず，Fig.6-11 に示すように，加熱時の RC 柱の温度履歴を確認した。これを見ると，加熱面から 40mm，90mm，200mm の全ての計測点において，解析結果は実験結果を良好に再現できている。これは，4 章，5 章に説明した熱伝導モデルおよび爆裂モデルが適切に機能していることを示している。次に，柱全体としての変形挙動を確認すると，実験結果の傾向を捉えていると言える。

しかし，加熱開始から 90 分後から 200 分後程度までの膨張側の変形が大きく表れている点に関しては，今後，詳細な検討を要すると考えている。現段階においては，特に，1) 高温時におけるクリープ変形，2) 微細ひび割れや骨材界面に沿った水蒸気の解放，3) 局所的な水蒸気の抜け道の形成（7 章にて後述）の影響が大きいと考察している。

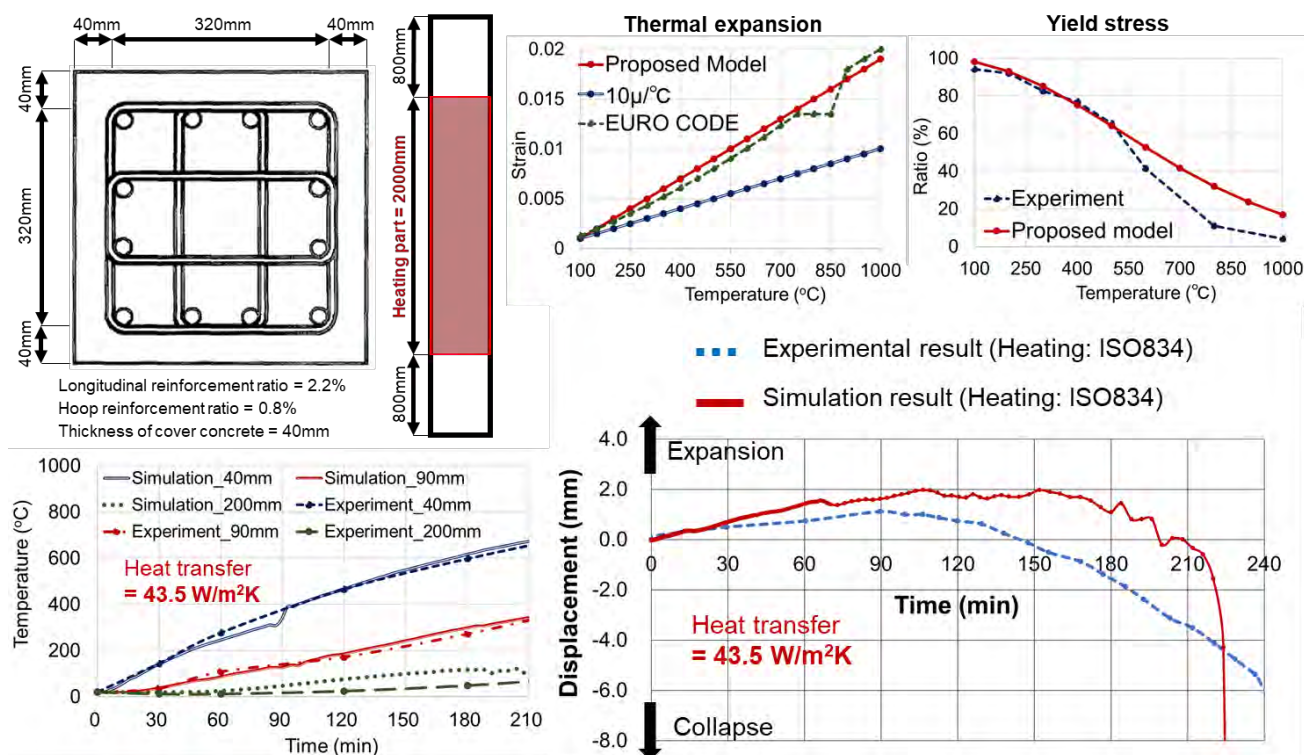


Fig. 6-11 高温加熱時における RC 柱の変形挙動の検証（一部分加熱）

6.4.5 一軸圧縮を受ける RC 長柱の全面加熱時の変形挙動

前項に引き続き，ここでも圧縮力を受け持つ柱部材の変形挙動を検証するが，本項において対象とする RC 柱は全面加熱を受けている[6.31]を用いて検証する。

Fig.6-12 に示すように、一辺 300mm の正方形断面を持つ高さ 2700mm の柱部材の両端に、一辺 500mm の正方形断面を持つ厚さ 300mm のコンクリート板を設置し、柱部分を全面加熱した [6.31]。加熱試験時のコンクリートの圧縮強度は 55.3MPa であり、軸方向に直径 20mm の鉄筋を 6 本、フープ筋として直径 8mm のものが 250mm 間隔で配置されている (Fig.6-12)。加熱試験を行う RC 柱はシンガポールの実験室内環境に約 2 年間置かれていたものである [6.31]。検討ケースとして、1720kN (Case I) と 2100kN (Case II) の 2 種類の軸力を与えている。なお、前述した鉄筋の温度依存特性も考慮して解析を行っている。

まず、RC 柱の変形挙動を検証する上で重要となる温度履歴を確認した (Fig. 6-12)。これを見ると、加熱面付近 (30mm)、柱中央部 (150mm) の 2 点の計測点において、解析結果は実験結果を良好に再現できている。

次に、柱全体としての変形挙動を確認すると、解析結果は実験結果の傾向をおおよそ捉えているが、軸力の影響があまり見られない結果となった。実験の報告 [6.31] によると、Case I での爆裂による断面損傷は少なかったものの、Case II における爆裂の損傷が非常に大きく表れており、これにより Case II の耐火時間が減少したと考えられる。一方で、解析結果では、爆裂の発生に対して、軸力が大きくなったことによる影響があまり寄与しなかったと予測される。軸力が大きくなることで、高温加熱を受けた際の微細ひび割れが発生しやすくなり、セメント水和物の脱水反応とは別に、高温時のコンクリートの挙動に影響を与えと考えられる。しかし、現時点で微細ひび割れ単体での影響は明らかになっておらず、提案モデルにおいても温度依存特性として単純にモデル化しているのみである。微細ひび割れの発生が、加熱速度やコンクリートの拘束状態に影響を受けることは間違いなく、この微細ひび割れは高温加熱時のコンクリートの圧縮強度や引張強度の低下に寄与するはずであるため、今後のモデルの高度化にあたり、検討を深めていきたい。

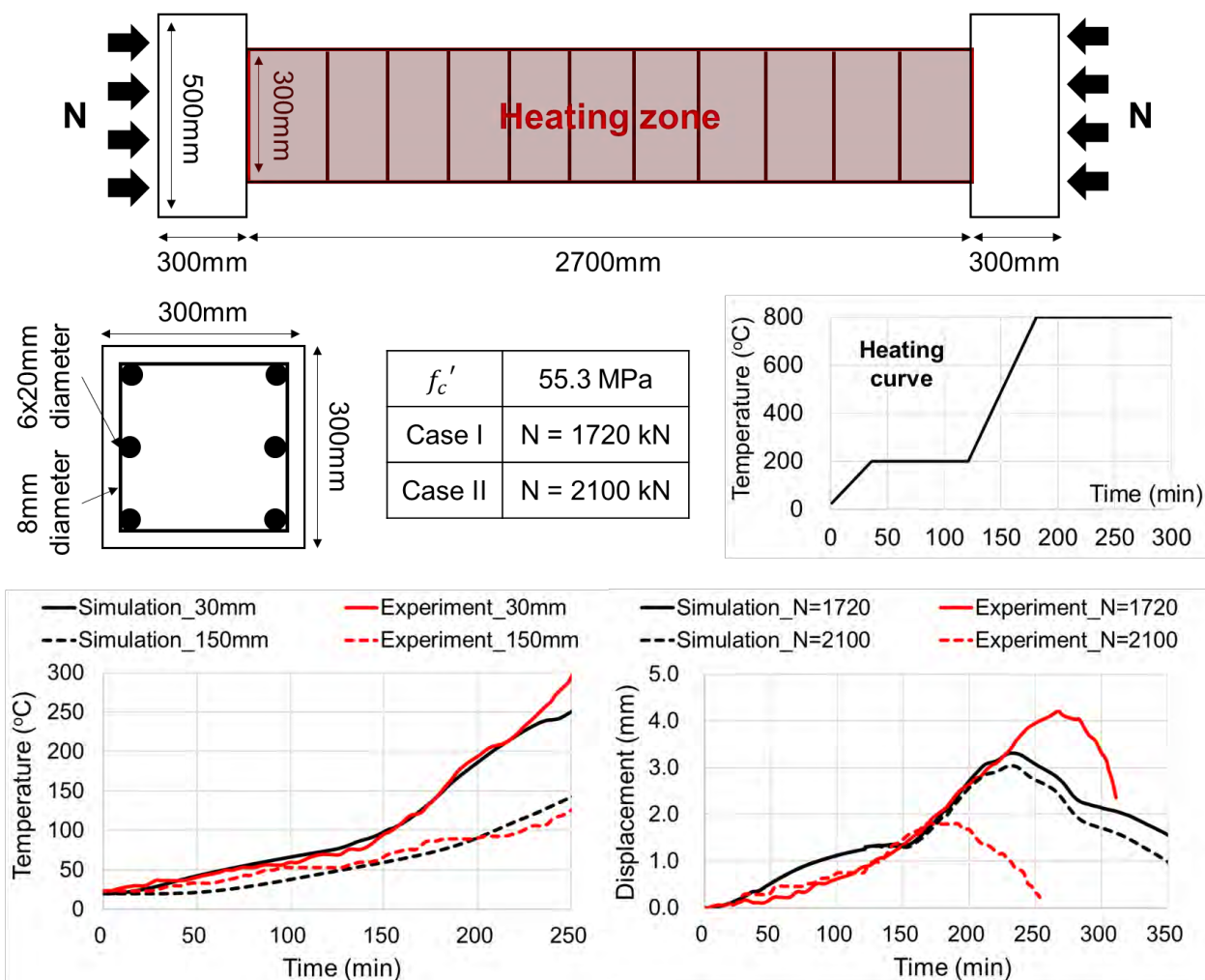


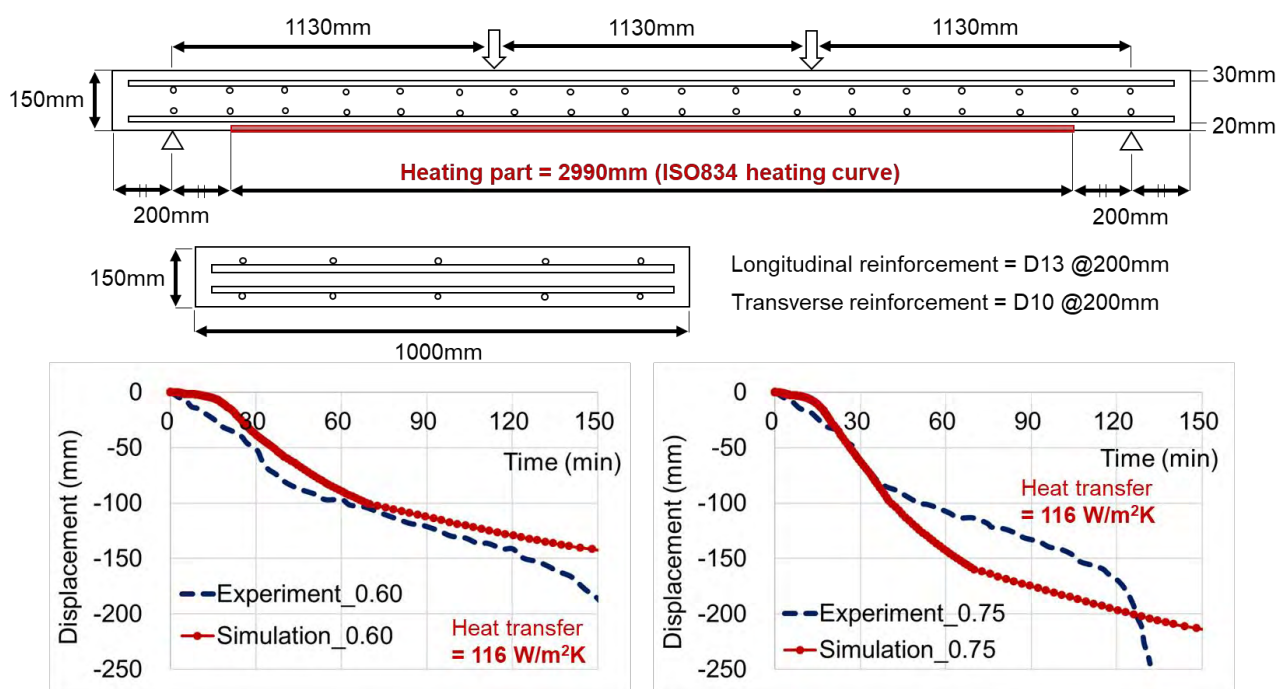
Fig. 6-12 高温加熱時における RC 柱の変形挙動の検証（全面加熱）

6.4.6 一面加熱を受ける RC スラブの変形挙動

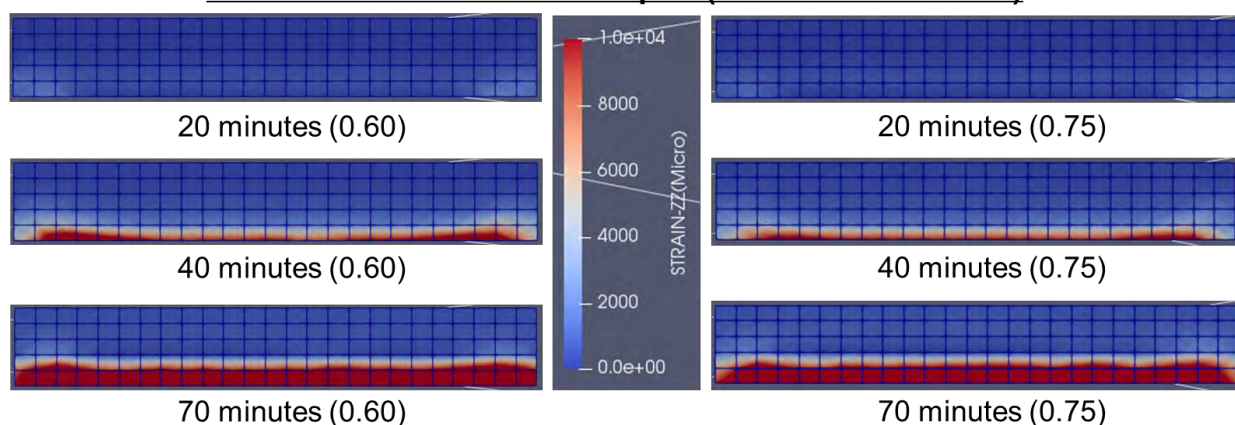
ここでは、RC 部材の中でも RC スラブを対象として、変形挙動の検証を行う。本検証においても既往の研究の実験結果[6.26]を用いるが、対象とする RC スラブは下側一面加熱であり、熱は厚さ方向に広がる。

Fig.6-13 に示すように、RC スラブの引張側を 2990mm に渡って ISO834 加熱教区戦に従って加熱した[6.26]。スラブのスパンは 3390mm、厚さは 150mm である。鉄筋は、軸方向に D13 鉄筋が 200mm 間隔、それと直交して D10 鉄筋が 200mm 間隔で配置されている。引張側のコンクリートのかぶり厚は 20mm、水セメント比は 75%の低強度コンクリートである。2 つの荷重ケースを用いており、1 つは曲げ耐力の 60%、もう 1 つは 75%の荷重を与えた状態で加熱している[6.26]。なお、この検証においても、鉄筋の温度依存特性を考慮している。

Fig.6-13 の比較結果を見ると、解析結果は実験結果の傾向を適切に捉えていると言える。しかし、実験結果の方が解析結果と比べて、曲げ破壊による変形が先に生じている。これは、実験において、高温加熱によって強度の低下した鉄筋の降伏や圧縮側のコンクリートのクリープによる変形が早かったことが考えられる。特に、高温時の圧縮コンクリートのクリープによる変形は RC 柱部材の検証でも課題が残る点であり、今後のモデルの改善に努めたい。



Strain contour at center of span (thickness direction)



Bond between reinforcements and concrete is lost by fire damage

Fig. 6-13 高温加熱時における RC スラブの変形挙動の検証（一面加熱）

6.4.7 全面加熱を受ける RC 梁の変形挙動

最後に、RC 梁の全面加熱時における変形挙動の検証を既往の実験結果[6.27]を用いて行う。これは、全面加熱であることから、前項の一面加熱の RC スラブの挙動と比較して複雑な温度および圧力勾配、爆裂やひび割れ等の損傷が部材内に形成されと考えられる。本検証においても、鉄筋の温度依存特性は考慮されている。

Fig.6-14 に示すように、406mm×254mm の断面を持つ長さ 3960mm の梁の中央部 2440mm を ASTM E119 加熱曲線（ISO834 加熱曲線に類似する）によって加熱した[6.27]。RC 梁は 2 点載荷であり、860mm の等曲げモーメント区間が存在する。それぞれの載荷点における荷重は 50kN であり、これにより、曲げ耐力の約 55%の荷重が与えられている[6.27]。曲げ鉄筋として直径

19mm の鉄筋が 3 本，圧縮鉄筋として直径 13mm の鉄筋が 2 本配置され，せん断補強鉄筋として，直径 6mm の鉄筋が 150mm 間隔で配筋されている[6.27]。コンクリートの水結合材比は 26% であり，試験時の圧縮強度は 106MPa であった[6.27]。

Fig.6-14 に温度と変形挙動の比較結果を示す。引張側の底面から 54mm，91mm，204mm の位置における温度履歴を見ると，加熱開始から 140 分程度までは，解析結果は実験結果を良好に再現できている。その後，数値シミュレーションでは爆裂が生じたことでかぶりコンクリートが損失し，部材内部の温度が急激に上昇していることが分かる。これにより，鉄筋の温度上昇が生じたことで，引張側の鉄筋が降伏に至り，曲げ変形が急激に加速している。この爆裂による断面損傷の影響により，解析結果において耐火時間が実験結果よりも短くなっているが，部材の変形挙動としては良好な制度を持って予測できていると言える。

爆裂の発生に関しては，これまで多くの研究で予測が試みられてきた[6.13-6.21]が，現在でも課題が残る研究分野である。本研究の爆裂モデルにおいても，今後，適切に改善を試みていく計画である。

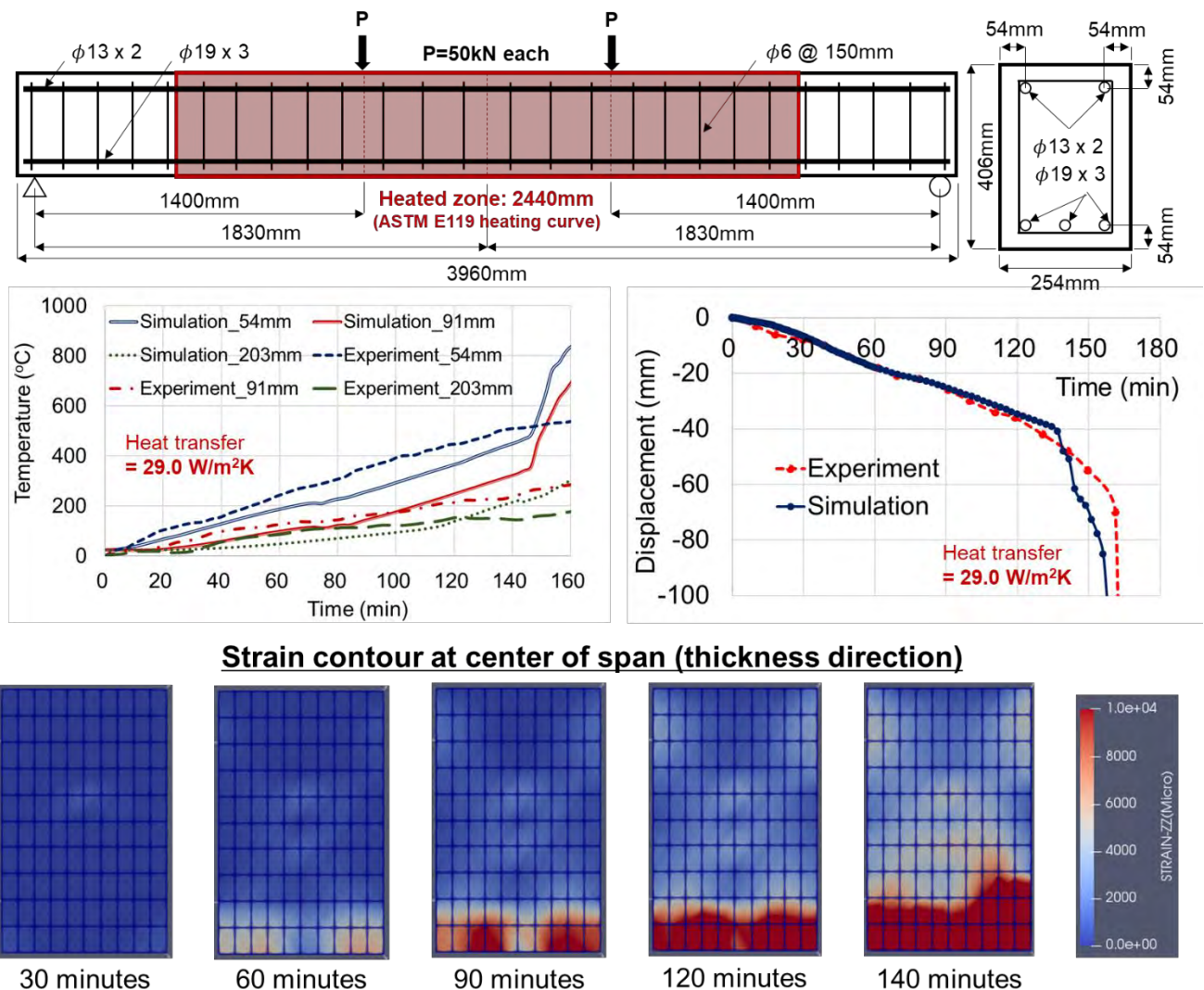


Fig. 6-14 高温加熱時における RC 梁の変形挙動の検証（全面加熱）

第 6 章の参考文献

- [6.1] 石田哲也, 前川宏一 : 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, 土木学会論文集, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [6.2] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi : Multi-Scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2008
- [6.3] K. Iwama, N. Ishibashi, K. Maekawa : Modeling of Decomposition and Self-healing Processes of Hardened Cement Paste Exposed to High Temperature, The 8th International Conference of Asian Concrete Federation, pp.227-234, 2018
- [6.4] M. J. Dejong : Sources of high temperature degradation 1 of cement-based materials: Nanoindentation and Microporoelastic Analysis, Thesis (PhD), Massachusetts Institute of Technology, 2005
- [6.5] R. Felicetti, F. L. Monte, P. Pimienta : A new test method to study the influence of pore pressure on fracture behaviour of concrete during heating, Cement and Concrete Research, Vol.94, pp.13-23, 2017
- [6.6] J. C. Mindeguia, P. Pimienta, A. Noumowé, M. Kanema : Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature — Experimental and numerical discussion on spalling risk, Cement and Concrete Research, Vol.40(3), pp.477-487, 2010
- [6.7] P. Kalifa, G. Chéné, C. Gallé : High-temperature behavior of HPC with polypropylene fibres: From spalling to microstructure, Cement and Concrete Research, Vol.31(10), pp.1487-1499, 2001
- [6.8] K.D. Hertz : Limits of spalling of fire-exposed concrete, Fire Safety Journal, Vol.38(2), pp.103-116, 2003
- [6.9] L. T. Phan : Pore pressure and explosive spalling in concrete, Materials and Structures, Vol.41(10), 1623-1632, 2008
- [6.10] M. R. Bangi, T. Horiguchi : Effect of fibre type and geometry on maximum pore pressures in fibre-reinforced high strength concrete at elevated temperatures, Cement and Concrete Research, Vol.42(2), pp.459-466, 2012
- [6.11] J.C. Liu, K.H. Tan, Y. Yao : A new perspective on nature of fire-induced spalling in concrete, Construction and Building Materials, Vol.184, pp.581-590, 2018
- [6.12] 安部武雄, 古村福次郎, 戸祭邦之, 黒羽健嗣, 小久保勲 : 高温度における高強度コンクリートの力学的特性に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.64(515), pp.163-168, 1999
- [6.13] C. S. Poon, S. Azhar, M. Anson, Y. K. Wong : Strength and durability recovery of fire damaged concrete after post-fire-curing, Cement and Concrete Research, Vol.31(9), pp.1307-1318, 2001
- [6.14] Commission of European Communities : Eurocode No. 4, Design of Composite Structures, part10, Structural Fire Design, 1990

- [6.15] 一瀬賢一，河辺伸二：高強度コンクリートを使用した鉄筋コンクリート柱部材の火災時の変形性状に関する解析的研究，日本建築学会構造系論文集，Vol.568，pp.1-6，2003
- [6.16] Japan Society of Civil Engineers：Report on fire resistance technology for concrete structures，2004
- [6.17] Architectural Institute of Japan：Guide book for fire-resistive performance of structural materials，Maruzen Publishing，2009
- [6.18] P. Kalifa，F. D. Menneteau，D. Quenard：Spalling and Pore Pressure in HPC at High Temperatures，Cement and Concrete Research，Vol.30，pp.1915-1927，2000
- [6.19] D. Gawin，F. Pesavento，B.A. Schrefler：Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water，International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics，Vol.26，pp.537-562，2002
- [6.20] D. Gawin，F. Pesavento，B.A. Schrefler：Modelling of hygro-thermal behaviour of concrete at high temperature with thermo-chemical and mechanical material degradation，Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering，Vol.192(13-14)，pp.1731-1771，2003
- [6.21] D. Gawin，F. Pesavento，B.A. Schrefler：Towards prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete，Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering，Vol.195(41-43)，pp.5707-5729，2006
- [6.22] Y. Fu，L. Li：Study on mechanism of thermal spalling in concrete exposed to elevated temperatures，Materials and Structures，Vol.44，pp.361-376，2011
- [6.23] H. L. Zhang，C. T. Davie：A numerical investigation of the influence of pore pressures and thermally induced stresses for spalling of concrete exposed to elevated temperatures，Fire Safety Journal，Vol.59，pp.102-110，2013
- [6.24] J. Zhao，J.J. Zheng，G.F. Peng，K. Breugel：A meso-level investigation into the explosive spalling mechanism of high-performance concrete under fire exposure，Cement and Concrete Research，Vol.65，pp.64-75，2014
- [6.25] Y. Zhang，M. Zeiml，M. Maier，Y. Yuan，R. Lackner：Fast assessing spalling risk of tunnel linings under RABT fire: From a coupled thermo-hydro-chemo-mechanical model towards an estimation method，Engineering Structures，Vol.142，pp.1-19，2017
- [6.26] Z. Sun，Y. Zhang，Y. Yuan，H. A. Mang：Stability analysis of a fire-loaded shallow tunnel by means of a thermo-hydro-chemo-mechanical model and discontinuity layout optimization，Numerical and Analytical Methods in Geomechanics，Vol.43(16)，pp.2551-2564，2019
- [6.27] 李在永：高強度コンクリートの火災時の爆裂現象における空隙圧力と熱応力に関する実験的研究，博士論文（京都大学），2016
- [6.28] 梅本宗宏，菊田繁美：超高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の耐火性能に関する研究，戸田建設技術研究報告，Vol.32，pp.1-13，2006
- [6.29] 松戸正士，吉野茂，若松高志，近藤悟，佐々木仁，平島岳夫，吉田正友，上杉英樹，齋藤光：超高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の耐火性に関する研究（その1 荷重加熱実験概要），日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2，pp.21-22，2002

- [6.30] 吉野茂, 松戸正士, 菊田繁美, 高橋孝二, 井上超, 平島岳夫, 吉田正友, 上杉英樹, 齋藤光: 超高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の耐火性に関する研究 (その2 荷重加熱実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.23-24, 2002
- [6.31] K. H. Tan, T. T. Nguyen : Structural responses of reinforced concrete columns subjected to uniaxial bending and restraint at elevated temperatures, Fire Safety Journal, Vol.60, pp.1-13, 2013
- [6.32] 西村俊彦, 上原茂男 : RC スラブが正曲げモーメントを受ける場合の耐火性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.73(626), pp.677-684, 2008
- [6.33] M. B. Dwaikat, V. K. R. Kodur, Response of restrained concrete beams under design fire exposure, Journal of Structural Engineering, Vol.135(11), pp.1408-1417, 2009

7 局所的な弱点部の形成による高強度コンクリート中の水分移動の変化とその性質の利用

7.1 はじめに

近年、高性能 AE 減水剤の性能向上やシリカフューム等の反応性微粉末の混入により、設計基準強度で 150N/mm^2 以上の超高強度コンクリートが開発・実用化されている[7.1-7.15]。超高強度コンクリートを活用することにより、超高層鉄筋コンクリート建築物の建設[7.1-7.5]が可能となるだけでなく、梁や柱の断面縮小にもつながる。超高強度コンクリートの適用による鉄筋コンクリート構造物の断面縮小は、経済的であると同時に環境負荷も低減すると考えられる。

一方で、火災時には、その緻密な空隙構造により爆裂リスクが増大する[7.16-7.20]だけでなく、断面が小さいことにより内部の鉄筋の温度上昇につながることも考えられる。高温加熱時における高強度・超高強度コンクリートの特性や挙動については、これまでに多くの研究が行われている[7.16-7.25]が、損傷の局所化[7.26-7.28]について言及したものは少ない。

圧縮力作用下のコンクリートでは、局所的に破壊が生じることで、それがコンクリート構造全体の力学挙動に強い影響を及ぼすことが知られている[7.26,7.27]。また、高強度コンクリートのせん断破壊の特徴として、普通コンクリートと比べてひび割れの局所化が著しいことも指摘されている[7.28]。このような脆性的な挙動は、不均質なコンクリート中に存在する局所的な弱点部に損傷が集中するためであると考えられ、高温加熱時のコンクリートに不均一に生じる爆裂現象もこの影響が大きいと言える。

本研究では、爆裂現象の他にも、局所的な弱点部の影響が現れることを高強度コンクリートの高温加熱実験により確認した (Fig.7-1)。これは、加熱開始から 10 分後程度から 30 分後程度までの間に見られた現象であり、ひび割れとは性状の異なる直径 1mm 程度の穴から、液状水があふれ出した（以下、漏出と呼ぶ）ものである。液状水はコンクリートの空隙構造中に存在する自由水と比較的低温で分解する水和物から放出された結晶水であると考えられる。高温環境下におけるコンクリートの爆裂現象には、液状水が気化することにより発生する水蒸気圧が大きく影響する[7.16-7.25]ため、この現象のメカニズムを解明および応用することで、効果的にコンクリート中から液状水を放出し、水蒸気圧の低減に寄与できると考えた。

したがって、本章では、小型供試体実験と高温域まで拡張した数値解析システム[7.29-7.31]の結果について、コンクリート中の水分移動に着目した上で比較を行う。これにより、局所的な弱点部の有無が、高強度コンクリートにおける漏出のメカニズムに影響していることを明らかにする。また、漏出メカニズムを模擬した微小な導水管をコンクリート中に配置することで、液状水を適切に外部へ排出できるようになり、高強度コンクリートの耐火性能が向上する可能性を示す。



Fig. 7-1 高強度コンクリートにおける高温加熱初期の液状水の漏出

7.2 高温加熱時におけるコンクリート中の水分移動

7.2.1 高温領域における水分移動と空隙構造内の湿度変化

高温領域においても、コンクリート中の水分保持・移動に関しては、ベースモデル[7.32-7.35]と同様の構成則を用いているが、これに大きな影響を与える空隙構造を決定するモデルに関しては、高温加熱中におけるセメント水和物の分解を考慮することで拡張したモデル[7.29-7.31]を用いている。

高温領域拡張モデル[7.29-7.31]では、セメント水和物の分解による空隙率の増加を考慮した上で、コンクリート中の空隙構造について、層間空隙率、ゲル空隙率、毛細管空隙率の和として以下のように表している[7.29-7.31,7.33,7.35]。

$$\phi(r) = \phi_{lr} + \phi_{gl}V_{gl}(r) + \phi_{cp}V_{cp}(r) \quad (7.1)$$

ここで、 r は空隙半径、 $V_{gl}(r)$ は半径 r 以下のゲル空隙の細孔容積の累積分布を表す関数、 $V_{cp}(r)$ は半径 r 以下の毛細管空隙の細孔容積の累積分布を表す関数である。 $V_{gl}(r)$ 、 $V_{cp}(r)$ は Raleigh-Ritz (R-R) 分布関数を仮定しており、それぞれの空隙に対して以下のように定義される[7.29-7.31,7.33,7.35]。

$$V_i(r) = 1 - \exp(-B_i r) \quad (7.2)$$

$$dV_i(r) = B_i r \exp(-B_i r) d \ln r \quad (7.3)$$

ここで、 B_i は分布形状を決定するパラメータ[1/m]であり、この逆数は対数軸において細孔径分布の空隙のピーク径（一般には平均径）を表す。

以上の空隙構造形成モデルに基づき、コンクリート中の水分保持・移動モデル[7.32-7.35]が考慮される。固体中に存在する微細空隙内では、飽和水蒸気圧よりも小さい蒸気圧の下で気体が液体へと毛管凝縮することで、気液界面が形成される。この微細空隙を円筒形と仮定すると、Kelvin 式を用いて蒸気圧と液状水が存在する細孔半径との関係を以下のように表すことが可能である[7.32-7.35]。

$$\ln \frac{P_v}{P_{v_0}} = - \frac{2\gamma V_m \cos \theta}{RT} \frac{1}{r} \quad (7.4)$$

ここで、 P_v は水蒸気圧[Pa]、 P_{v_0} 飽和水蒸気圧[Pa]、 γ は表面張力[N/m]、 V_m は液体のモル容積

[m³/mol], θ は液体と固体の接触角[rad], R は気体定数[J/(mol·K)], T は絶対温度[K], r は円筒形の細孔半径[m]である。この関係式から, 半径 r は円筒形の細孔に気液界面が存在するときの水蒸気圧が決定される。この時, 温度の変動に伴って変化する飽和水蒸気圧は, 以下の Clausius-Clapeyron の式によって求められる。

$$\frac{d \ln P_{v_0}}{dT} = \frac{\Delta H_{vap}}{RT^2} \quad (7.5)$$

ここで, ΔH_{vap} は液状水の蒸発熱[kJ/mol]である。これにより, 相対湿度である P_v/P_{v_0} が求まり, 各々の細孔における相対湿度が決定されることとなる[7.32-7.35]。

コンクリート中の水分移動に関しては, 任意の温度条件下において, 間隙水圧勾配と温度勾配を駆動力として, 水蒸気と液状水の両者を含めたコンクリート中の水分流束を以下のように表している[7.32-7.35]。

$$J = -(D_p \nabla P_l + D_T \nabla T) \quad (7.6)$$

ここで, D_p は間隙水圧勾配を駆動力とする水分移動係数[kg/(Pa·m·s)], D_T は温度勾配を駆動力とする水分移動係数[kg/(K·m·s)], P_l は間隙水圧[Pa], T は絶対温度[K]である。これは, 系内の水蒸気密度勾配, 間隙水圧勾配, 絶対温度勾配により以下の式で導かれる[7.32-7.35]。

$$\begin{aligned} J &= -(D_v \nabla \rho_v + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T) \\ &= -\left\{ D_v \left(\frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} \nabla P_l + \frac{\partial \rho_v}{\partial T} \nabla T \right) + K_l \nabla P_l + K_T \nabla T \right\} \\ &= -\left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial P_l} + K_l \right) \nabla P_l - \left(D_v \frac{\partial \rho_v}{\partial T} + K_T \right) \nabla T \end{aligned} \quad (7.7)$$

ここで, D_v はコンクリートの水蒸気拡散係数[m²/s], ρ_v は系内の水蒸気密度[kg/m³], K_l はコンクリートの液状水の移動係数[kg/(Pa·m·s)], K_T は水分の温度拡散移動係数[kg/(K·m·s)]であるが, 水分の温度拡散移動係数に関しては非常に小さいとして無視している。

水蒸気の流速は, 空隙構造に起因する複雑な屈曲度や Knudsen 拡散等により, 見かけの水蒸気拡散の減少を考慮して以下のように表現している[7.32-7.35]。

$$q_v = -\frac{\phi D_0(T)}{\Omega} \int_{r_c}^{\infty} \frac{dV}{1 + N_k} \nabla \rho_v = -D_v \nabla \rho_v \quad (7.8)$$

ここで, ϕ は空隙率, D_0 は自遊空間における水蒸気拡散係数[m²/s], Ω は空隙の屈曲を表すパラメータ, N_k は Knudsen 数である。空隙中の液状水移動に関しては, 空隙構造に関して液状水流束を積分することにより, 連続した空隙中の液状水流束を以下のように求めている。

$$q_l = -\frac{\rho_l \phi^2}{50\eta} \left(\int_0^{r_c} r dV \right)^2 \nabla P_l = -K_l \nabla P_l \quad (7.9)$$

ここで, ρ_l は液状水密度[kg/m³], η は非理想条件下における液状水の粘性[(N·s)/m²]である。

7.2.2 局所的な弱点部の有無が高強度コンクリートにおける水分移動に与える影響

局所的な弱点部が高強度コンクリート中の水分移動に影響を与える可能性がある (Fig.7-1) と述べたが, ここでは, 3 次元有限要素法により, 局所的な弱点部の有無が高強度コンクリートの水分移動にどのような影響を与えるのか検討する。なお, ここで用いる数値解析システム

において、前述した水分保持・移動モデルは、RC の 3 次元非線形構造解析システムと連成され、巨視的な RC 構造の変形や損傷と微視的なコンクリート中の物質・エネルギーの生成や移動を統合して評価可能となっている[7.33,7.35,7.36]。つまり、高温加熱による構造的な損傷もコンクリート中の水分移動に反映される[7.29-7.31,7.33,7.35,7.36]ことを意味する。

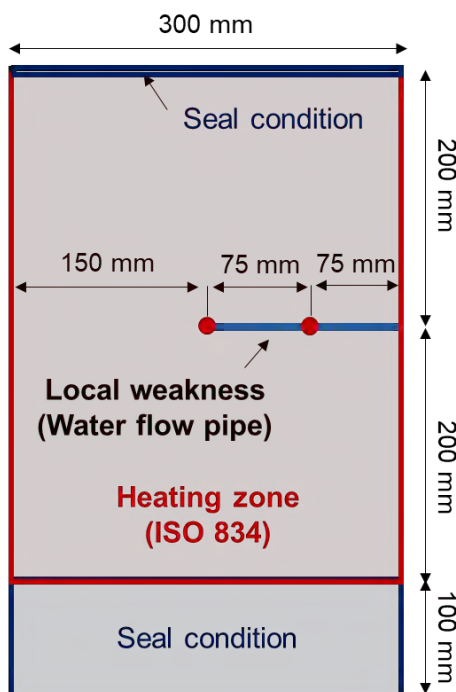
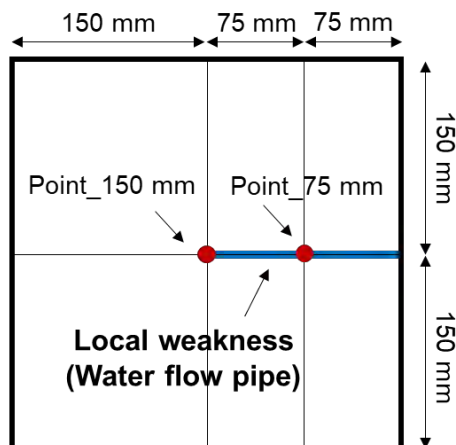
本モデルでは、一般的な数値解析手法と同様に、硬化後のコンクリートは、環境条件や拘束条件により空隙構造や強度、ひずみ、水分状態等に分布が生じるものの、基本的には一様なものとして仮定されている。したがって、局所的な弱点部は、1 次元の要素を導入することで表現した。この要素には、コンクリートと同様、空隙構造に基づいた水分保持・移動モデルを適用しているが、水蒸気と液状水の流速 q_v 、 q_l は、コンクリートと比較して十分に大きくなると仮定した。

検討に用いたのは、Fig.7-2 に示すように、一辺が 300mm の正方形断面である高さ 500mm の無筋コンクリートで、水セメント比は 15%である。打設後 1 日で脱型、その後材齢 28 日まで 20℃の封緘養生とした。養生終了後、Fig.7-2 の通り、上下面と下方から 100mm の側面部を断熱状態とし、側面の 4 面を加熱 ISO834 加熱曲線によって 2 時間加熱した。液状水の到達時間の変化を評価する点は、加熱部分の中央に位置するよう、下方から高さ 300mm で加熱面から 75mm 地点と 150mm 地点の 2 箇所としている。なお、局所的な弱点部は、Fig.7-1 で確認された漏出部を参考にして、Fig.7-2 のように、加熱面から 75mm 地点と 150mm 地点の 2 点を貫通するような 1 本の細い管として導入した。

Fig.7-2 の結果は、75mm 地点と 150mm 地点におけるコンクリート細孔内の相対湿度変化を示している。今回の検討においては、相対湿度が 100%となった時間を液状水が到達した時間として判断する。

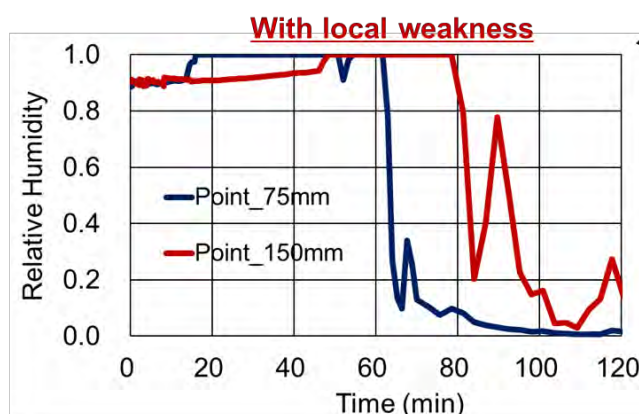
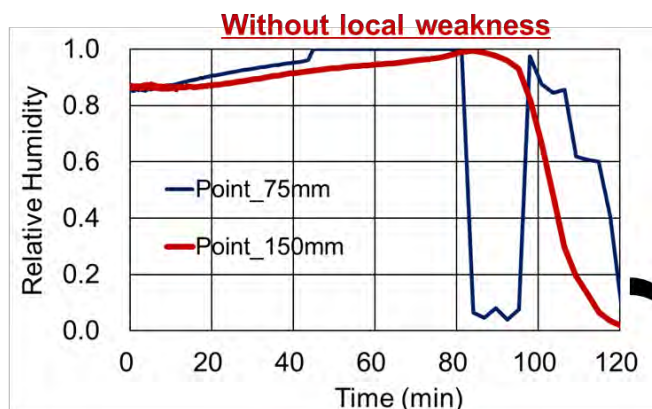
上側のグラフは、局所的な弱点部の無い一様なコンクリートと仮定した場合の結果を示しており、75mm 地点と 150mm 地点に液状水が到達したのは、それぞれ加熱開始から約 40 分後と約 80 分後であることが分かる。コンクリートが一様な場合は、加熱を受ける表面部から温度と圧力の勾配に応じて徐々に内部へと液状水が浸透していくと考えられる。特に、高強度コンクリートにおいては、コンクリート内部の空隙構造は非常に緻密かつ複雑であるため、中心部へ液状水が到達するには十分な時間を要することが分かる。

下側のグラフは、局所的な弱点部をコンクリート中に導入した場合の結果を示している。75mm 地点と 150mm 地点に液状水が到達したのは、それぞれ加熱開始から約 15 分後と約 50 分後であり、一様なコンクリートと仮定した場合と比べて、30 分程度到達時間が早まっている。このことから、複雑な構造を持つコンクリートの空隙構造中に水分が移動しやすい部分が存在すると、周囲の水分がその部分に集まり移動していくことが分かる。コンクリート中にこのような局所的な弱点部が形成されることは十分に考えられ、高強度コンクリートのような空隙構造が緻密で水分移動に時間を要する場合に、この弱点部の影響が大きく表れるものと推察できる。



W/C (%)	Air (%)	Unit weight (kg/m ³)					
		W	LC	BFS	SF	S	G
15	1.5	150	700	200	100	500	817

* W: water, LC: low-heat cement, BFS: blast furnace slag, SF: silica fume, S: fine aggregate, G: coarse aggregate



Moisture arrival time is significantly faster due to existence of local weakness

Fig. 7-2 局所的な弱点部が高強度コンクリート中の水分移動に与える影響

7.3 高強度コンクリートを用いた水分移動の検証

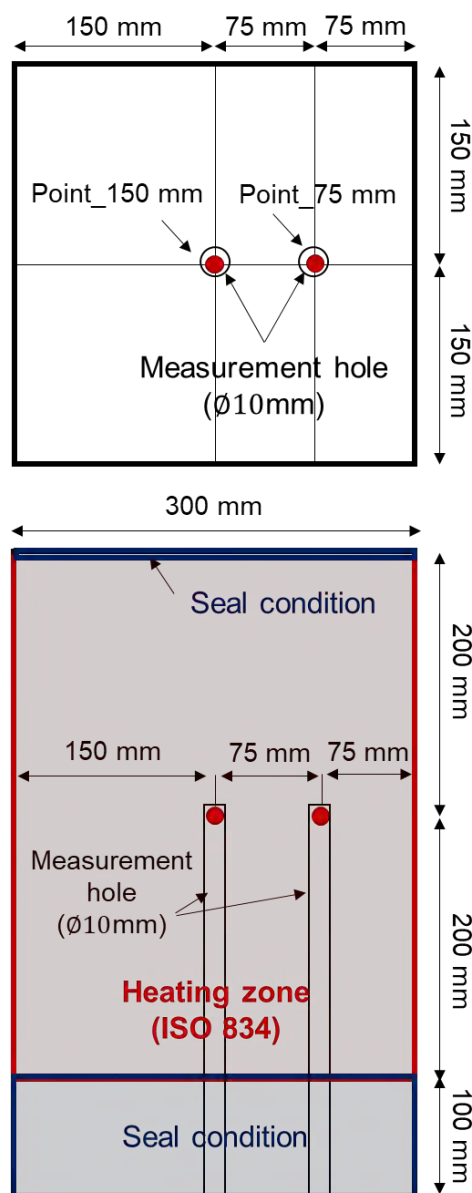
7.3.1 実験概要と結果

実際のコンクリートでも数値シミュレーションと同様の事象が起こり、コンクリート内部への液状水の到達が早まるのかを確認するため、高強度コンクリートの供試体を作成し、水分到達時間を計測した。供試体は、数値シミュレーションに用いたものと同様に、一辺が 300mm の正方形断面である高さ 500mm、コンクリートの水セメント比は 15% である。打設後 1 日で脱型し、その後 20℃ の恒温室にて材齢 28 日まで封緘養生した。養生終了後に、上下面と下方から 100mm の側面部を断熱状態とし、側面の 4 面を加熱 ISO834 加熱曲線によって 2 時間加熱した。なお、液状水の検知センサを配置するため、Fig.7-3 に示すように、供試体底面から計測点まで直径 10mm の計測孔を設けている。

液状水の到達を判断する機器として、タツタ電線株式会社の漏水検知センサ（耐熱難燃タイ

プ) [7.37]を用いた (Fig.7-3)。これは、電極間抵抗の変化によってセンサへの水分の到達を判断するものである。Fig.7-3 に示す事前の動作確認の結果、相対湿度 95%の環境に放置してもその電極間抵抗は $1000\text{k}\Omega \sim 3000\text{k}\Omega$ の高い抵抗値を保っているが、液状水が接触すると $1\text{k}\Omega \sim 10\text{k}\Omega$ まで低下することを確認している。また、高温状態での計測となるため、 100°C での動作確認も行ったところ、 20°C と比較して問題なく計測可能であることも分かった。

Fig.7-4 に実験結果を示す。漏水検知センサの電気抵抗値の変化から、加熱開始から約 10 分後に計測点まで液状水が到達していることが分かる。これは、一様なコンクリートと仮定した場合の解析結果とは大きくかけ離れており、局所的な弱点部が今回の実験においても形成されたことが示唆される。



W/C (%)	Air (%)	Unit weight (kg/m^3)					
		W	LC	BFS	SF	S	G
15	1.5	150	700	200	100	500	817

* W: water, LC: low-heat cement, BFS: blast furnace slag, SF: silica fume, S: fine aggregate, G: coarse aggregate

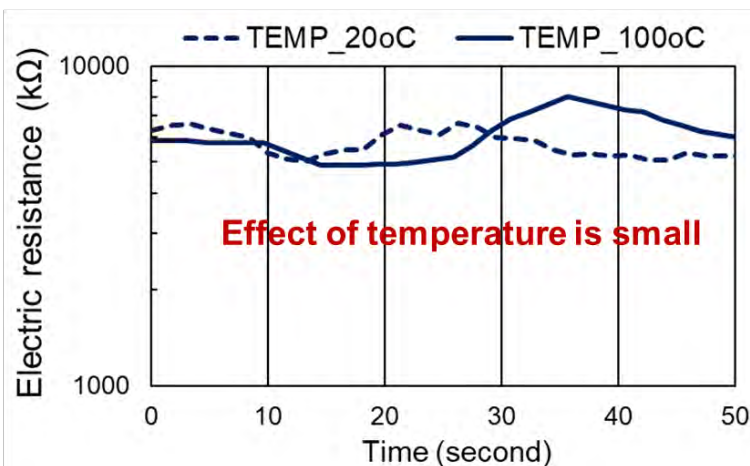
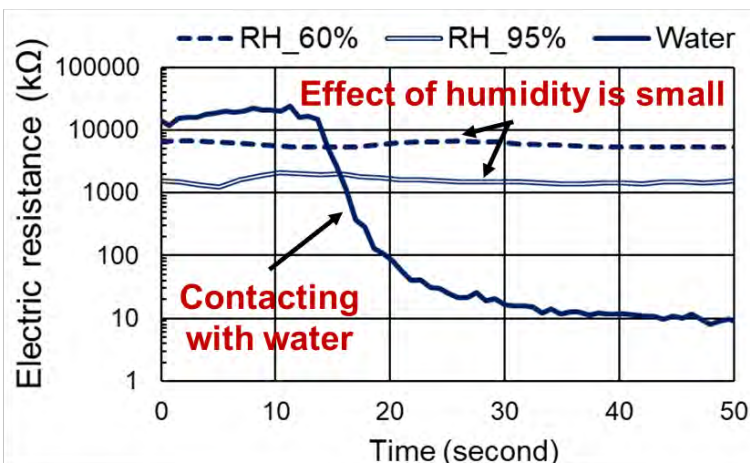


Fig. 7-3 実験概要と水分センサーの動作確認結果

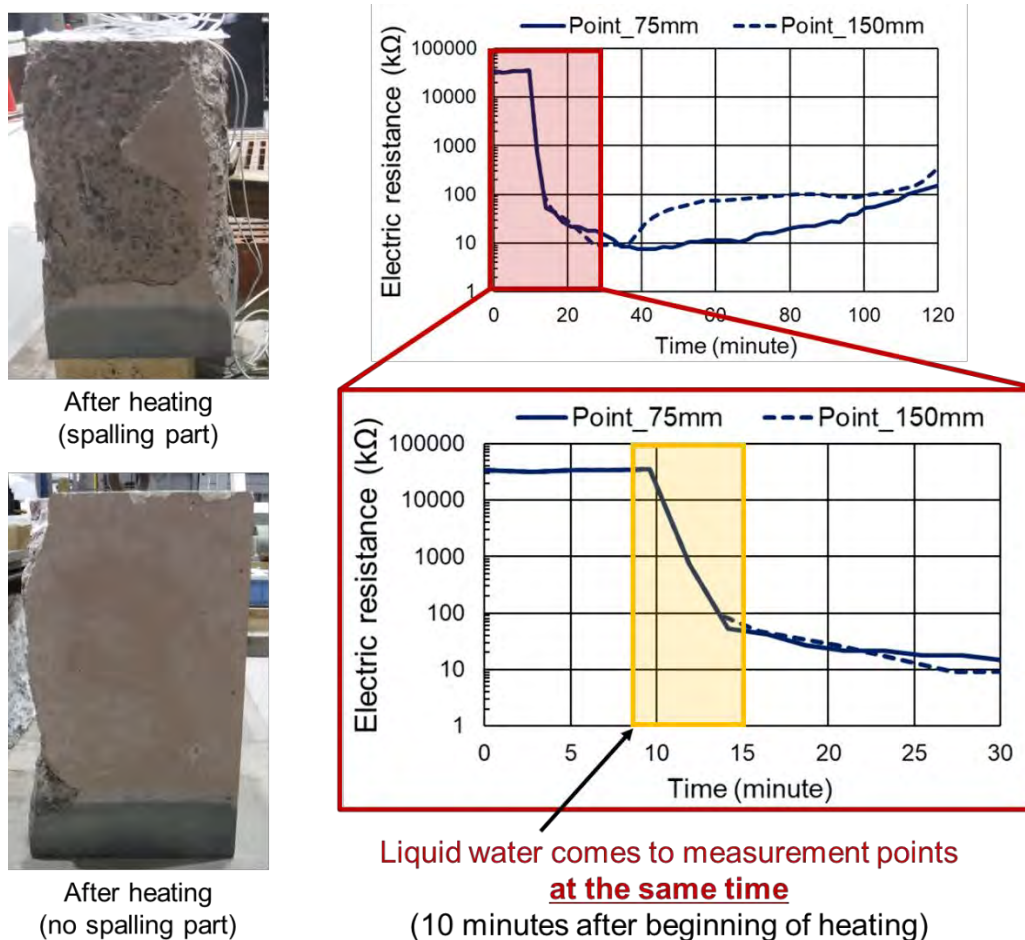


Fig. 7-4 実験結果（供試体内部への液状水の浸透時間）

7.3.2 数値シミュレーションの検証

前述の通り、コンクリートでも、局所的な弱点部が形成されることで、供試体内部への液状水の到達時間が早まることが確認できた。しかし、実験結果では、液状水は 75mm 地点と 150mm 地点に同時に到達しており、これは、局所的な弱点部を導入した場合の解析結果でも追従できていない。この原因は、局所的な弱点部による微小な導水管が複数本形成されるためであると考えられる。実際、加熱後の供試体を観察すると、目視でも複数の加熱面に漏出の跡が確認できた。

したがって、Fig.7-5 に示すように、局所的な弱点部として 2 本の細い管を導入し、実験と同じ加熱条件で高温加熱の数値シミュレーションを行った。導水管を配置する位置としては、加熱面から 75mm 地点と 150mm 地点の 2 点を貫通する 1 本の他に、Case I では、その 1 本と同じ高さにそれと垂直となるよう 2 本目を配置し、Case II では、50mm 下方に 1 本目と垂直となる方向に 2 本目を配置した (Fig.7-5)。

Fig.7-5 のグラフは解析結果 (Case I と Case II) と実験結果との比較を示している。局所的な弱点部として 2 本の細い管を配置することにより、液状水の到達時間が実験結果とほぼ同時の 10 分程度となった。また、75mm 地点と 150mm 地点の両者において同時に液状水が到達していることが分かる。これは、Case I の結果 (S_Case-I) と Case II の結果 (S_Case-II) によらず

同様である。これらの結果から、高強度コンクリートの内部には、局所的な弱点部による微小な導水管が複数本、様々な方向に対して存在する可能性があることが示された。

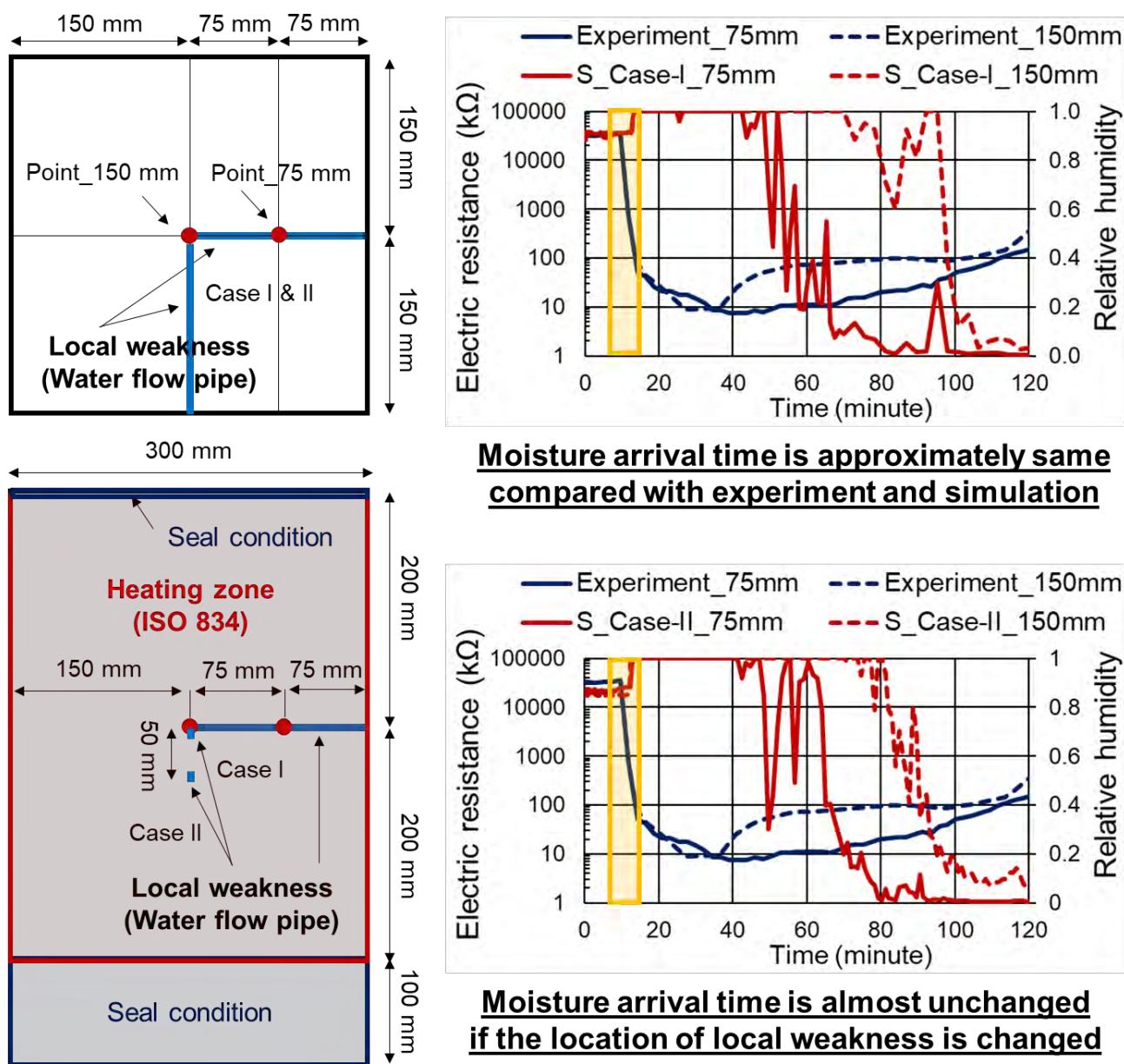


Fig. 7-5 実験結果と解析結果（局所的な弱点部による導水管 2 本）の比較

7.4 微小な導水管による高強度コンクリートの耐火性向上の可能性

7.4.1 局所的な弱点部の有無による損傷程度の違い

Fig.7-1 や Fig.7-4 に示すような高温加熱実験を行った高強度コンクリートには、前述の通り漏出の跡が目視で確認できたが、同時に、漏出の跡が確認された部分の近傍では爆裂が生じていない傾向にあった。液状水が蒸発して水蒸気となる場合に体積が 1700 倍になることはボイル・シャルルの法則から求められるが、この体積変化が高温加熱を受けるコンクリートにおける爆裂現象に大きな影響を与える[7.16-7.25]。つまり、液状水の状態で外部へ排出されれば、爆裂リスクを低減できると考えられる。

したがって、ここまでに水分到達時間を考察してきた4ケースの解析結果を用いて、局所的な弱点部による微小な導水管を配置した箇所における損傷程度の違いを比較する。Fig.7-6 は、加熱開始から10分後、30分後、60分後、120分後における各ケースでの主ひずみコンター図（引張ひずみが赤色）を示している。なお、Case-I, Case-II はそれぞれ、Fig.7-2 に示す Without local weakness と With local weakness の結果であり、Case-III, Case-IV はそれぞれ、Fig.7-5 に示す S_Case-I と S_Case-II の結果を示している。青線は局所的な弱点部による微小な導水管を示しており、Case-IV で点線となっているのは、比較している面より50mm下側に配置されていることを表している。

Fig.7-6 の結果から、全ての時間において導水管が配置されていないCase-I が最も損傷が大きく、2本が同じ高さに配置されているCase-III が最も損傷が小さいことが分かる。また、Case-III だけでなく、Case-II や Case-IV においても、微小な導水管が存在する部分の損傷は軽減されるような結果となっている。これより、局所的な弱点部によって、液状水がコンクリート外部へと排出されることで、爆裂等の加熱面近傍で発生する損傷だけでなく、断面内部でも損傷を軽減し、結果として構造体としての耐火性能を向上させる可能性があると言える。

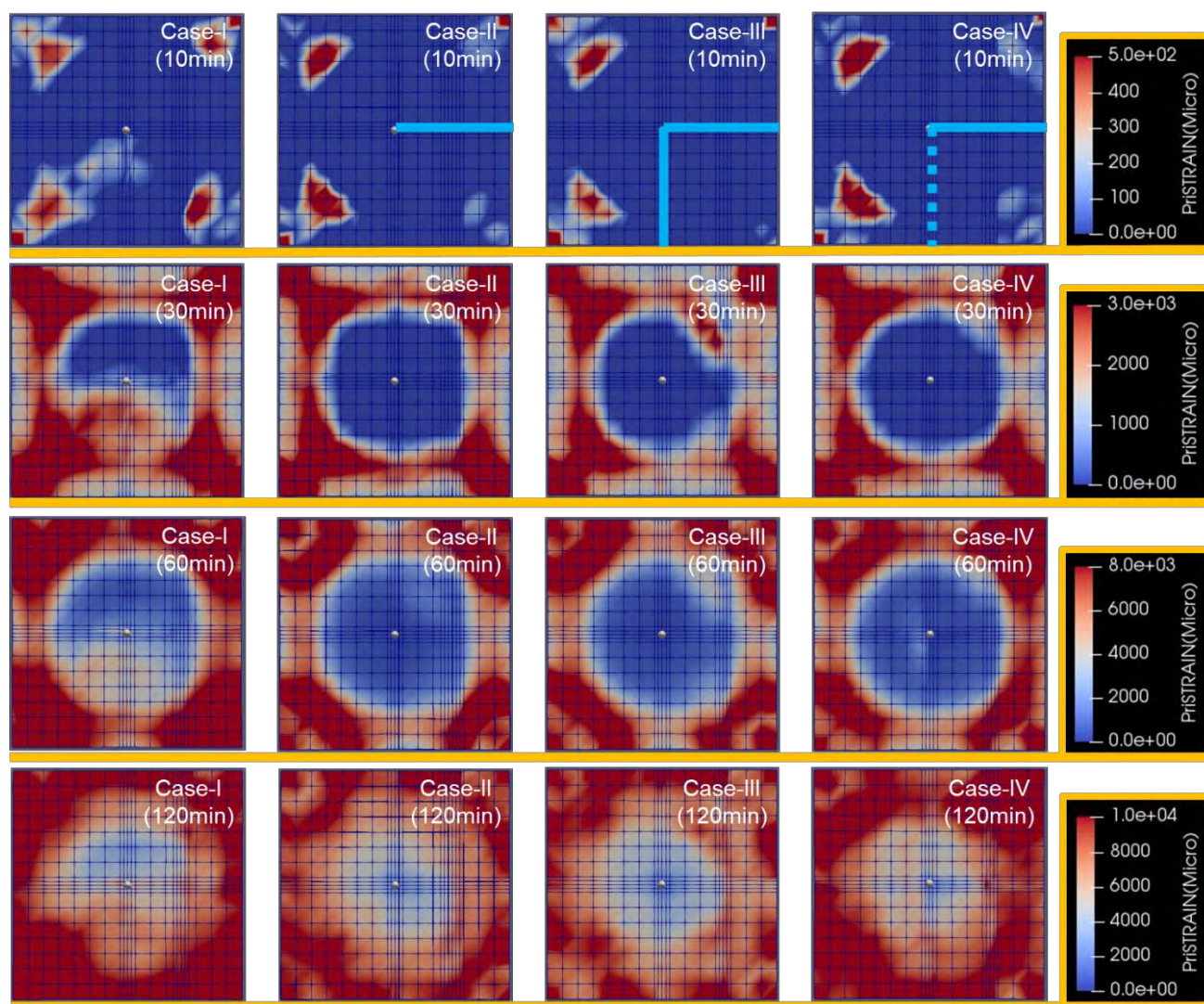


Fig. 7-6 各ケースでの主ひずみコンター図（引張ひずみが赤色）

7.4.2 微小な導水管の配置による一軸圧縮を受ける RC 長柱の耐火性能の向上

ここまでの結果から、微小な導水管が加熱時のコンクリートの損傷を軽減する可能性が示唆されたため、ここでは、一軸圧縮を受ける RC 長柱において人工的に微小な導水管を配置した場合に、どの程度耐火性能が向上するのかを同様の数値解析システムを用いて検討する。検討に用いた RC 長柱は、既往の研究によって耐火実験および再現解析がなされている[7.38-7.40]ため、その結果を用いて、本研究で用いている数値解析システムの妥当性を検証した上で、人工的に微小な導水管を配置した場合における耐火性の向上の可能性について論じる。

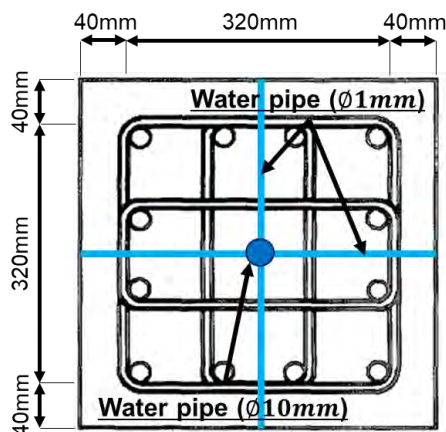
RC 長柱は、一辺 400mm の正方形断面であり、長さは 3600mm である。Fig.7-7 に示すように、長柱の中央部 2000mm の側面全体を ISO834 加熱曲線により加熱している。軸方向鉄筋比は 2.2%、フープ筋の鉄筋比は 0.8%であり、かぶりコンクリート厚さは 40mm である。コンクリートの水セメント比は 35%で、加熱前に耐力の 30%の一軸圧縮力を与えている。なお、本モデル[7.29-7.31]では、高温加熱による鉄筋の降伏耐力の低下や熱膨張率の変化も考慮している。数値シミュレーションによる検討ケースは、Fig.7-7 に示すように、モデルの妥当性を検証するために実験条件を再現した Case-I、高さ中央部に直径 1mm の微小な導水管を十字に配置した Case-II、高さ中央部の直径 1mm の微小な導水管に加え、中央部の液状水を長柱外部へ排出しやすくするために縦方向に直径 10mm の導水管を配置した Case-III、Case-III に対して、高さ中央部の直径 1mm の微小な導水管の上下 500mm に位置する部分に同様の導水管を追加で配置した Case-IV の 4 ケースである。

Fig.7-7 に検討結果を示す。まず、実験結果 (Experiment) とモデルの検証結果 (Case-I) を見ると、長柱内部の温度履歴は適切に予測できており、変形挙動の傾向も適切な精度で再現できていると言える。数値シミュレーションでは耐火時間を過小評価しているが、開発段階の本モデル[7.29-7.31]においては、安全側の評価をしていることから適切であると判断している。

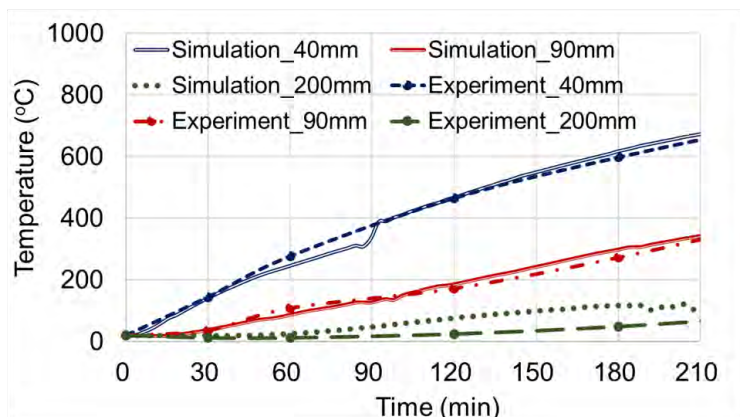
Case-II では、微小な導水管を配置していない Case-I に比べて、耐火時間が減少している一方で、長柱全体の膨張の挙動が軽減されていることが分かる。これは、導水管により液状水が外部へ排出されることで長柱全体の膨張と表面付近での損傷を軽減できるのと同時に、内部へも移動しやすくなることで、内部に集中した液状水による損傷が大きくなったものと考えられる。

この内部に集中する液状水を長柱外部へ排出するために、縦方向に導水管を配置した Case-III の結果を見ると、明らかに耐火時間が長くなっていることが分かる。微小な導水管の配置数を増やした Case-IV ではさらに耐火時間が延長されている。つまり、人工的な微小な導水管を用いて液状水を適切に外部へ排出することにより、コンクリート構造物の耐火性能を向上させることが可能であることが示された。

現在、爆裂リスクが大きい高強度コンクリートの耐火性の向上には、繊維を用いることで対応している[7.21-7.25]が、施工性に影響が出ることや常温時の圧縮強度が低下すること[7.3]、高温加熱後に多量の微細ひび割れや空洞がコンクリート内部に残る[7.41]ことが分かっている。しかし、本研究で提案した人工的な微小な導水管を配置するシステムを用いることで、これらの課題を克服することが可能であると考えられ、今後も部材実験を含めて検討していく予定である。



Longitudinal reinforcement ratio = 2.2%
Hoop reinforcement ratio = 0.8%
Thickness of cover concrete = 40mm



Validation of Temperature
(Comparison with Experiment and Case-I)

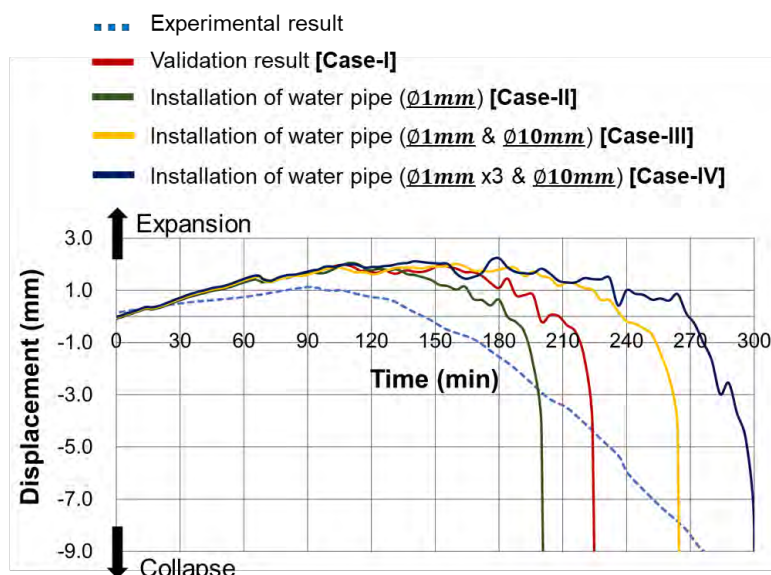
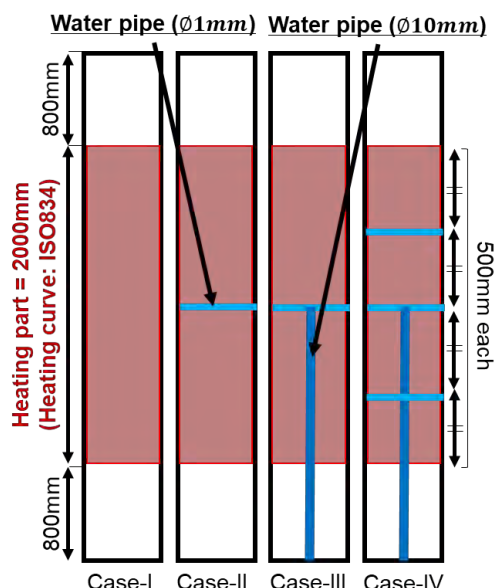


Fig. 7-7 微小な導水管の配置による RC 長柱の耐火性向上の検討結果

第 7 章の参考文献

- [7.1] 小室努, 黒岩秀介, 渡辺英義, 陣内浩: 150N/mm²級の超高強度コンクリートを用いた RC 柱の実用化研究, コンクリート工学, Vol.39(10), pp.9-16, 2001
- [7.2] 黒岩秀介, 河合邦彦, 小田切智明, 嵐山正樹: Fc130N/mm²の高強度コンクリートを用いた超高層集合住宅の施工, コンクリート工学, Vol.42(10), pp.44-49, 2004
- [7.3] 三井健郎, 小島正朗, 米澤敏男, 菅田昌宏, 三橋博三: 設計基準強度 150~200N/mm² 超高強度繊維補強コンクリートの開発と実建物への適用, 日本建築学会技術報告集, Vol.16(32), pp.21-26, 2010
- [7.4] 山本佳城, 中島徹, 渡邊悟士, 清水良広: 設計基準強度 200N/mm²の超高強度プレキャストコンクリートの超高層鉄筋コンクリート造住宅への適用, コンクリート工学, Vol.49(8), pp.37-42, 2011

- [7.5] 二宮利治, 杉村真智子, 吉野雄一郎, 小室努 : 大深度地下構造を有する超高層ビル設計と施工, コンクリート工学, Vol.55(6), pp.523-528, 2017
- [7.6] B. A. Graybeal : Material Property Characterization of Ultra-High Performance Concrete, Office of Infrastructure Research and Development. Federal Highway Administration, 2006
- [7.7] E. Ghafari, H. Costa, E. Júlio, A. Portugal, L. Durães : The Effect of Nanosilica Addition on Flowability, Strength and Transport Properties of Ultra High Performance Concrete, Materials & Design, Vol.59, pp.1-9, 2014
- [7.8] D. Y. Yoo, Y. S. Yoon : Structural Performance of Ultra-High-Performance Concrete Beams with Different Steel Fibers, Engineering Structures, Vol.102, 409-423, 2015
- [7.9] C. Shi, Z. Wu, J. Xiao, D. Wang, Z. Huang, Z. Fang, A Review on Ultra High Performance Concrete: Part I. Raw Materials and Mixture Design, Construction and Building Materials, Vol.101, pp.741-751, 2015
- [7.10] D. Wang, C. Shi, Z. Wu, J. Xiao, Z. Huang, Z. Fang, A Review on Ultra High Performance Concrete: Part II. Hydration, Microstructure and Properties, Construction and Building Materials, Vol.96, pp.368-377, 2015
- [7.11] C. Gosselin, R. Duballet, P. H. Roux, N. Gaudillière, J. Dirrenberger, P. H. Morel : Large-scale 3D Printing of Ultra-high Performance Concrete - A New Processing Route for Architects and Builders, Materials & Design, Vol.100, pp.102-109, 2016
- [7.12] S. Abbas, M. L. Nehdi, M. A. Saleem : Ultra-High Performance Concrete: Mechanical Performance, Durability, Sustainability and Implementation Challenges, International Journal of Concrete Structures and Materials, Vol.10, pp.271-295, 2016
- [7.13] M. Shafieifar, M. Farzad, A. Aziznamini : Experimental and Numerical Study on Mechanical Properties of Ultra High Performance Concrete (UHPC), Construction and Building Materials, Vol.156, pp.402-411, 2017
- [7.14] 小泉信一, 梶田佳寛 : 200N/mm²級高強度コンクリートにおけるセメントおよびシリカフュームの強度寄与効果, 日本建築学会構造系論文集, Vol.77(679), pp.1367-1373, 2012
- [7.15] 原田匠, 小島正朗, 中山英明 : シリカフュームを混和材に用いた高強度用セメント, コンクリート工学, Vol.55(9), pp. 757-762, 2017
- [7.16] P. Kalifa, F. D. Menneteau, D. Quenard : Spalling and Pore Pressure in HPC at High Temperatures, Cement and Concrete Research, Vol.30, pp.1915-1927, 2000
- [7.17] L. T. Phan : Pore Pressure and Explosive Spalling in Concrete, Materials and Structures, Vol.41, pp.1623-1632, 2008
- [7.18] J. C. Mindeguia, P. Pimienta, A. Noumowé, M. Kanema : Temperature, Pore Pressure and Mass Variation of Concrete Subjected to High Temperature -Experimental and Numerical Discussion on Spalling Risk, Cement and Concrete Research, Vol.40, pp.477-487, 2010
- [7.19] R. Jansson, L. Boström : The Influence of Pressure in the Pore System on Fire Spalling of Concrete, Fire Technology, Vol.46, pp.217-230, 2010
- [7.20] M. Ozawa, T. Tanibe, R. Kamata, Y. Uchida, K. Ryokugo, S. S. Parajuli : Behavior of Ring-

- restrained High-performance Concrete under Extreme Heating and Development of Screening Test, Construction and Building Materials, Vol.162, pp.215-228, 2018
- [7.21] P. Kalifa, G. Chéné, C. Gallé : High-temperature Behaviour of HPC with Polypropylene Fibres: From Spalling to Microstructure, Cement and Concrete Research, Vol.31, pp.1487-1499, 2001
- [7.22] M. R. Bangi, T. Horiguchi : Effect of Fibre Type and Geometry on Maximum Pore Pressures in Fibre-reinforced High Strength Concrete at Elevated Temperatures, Cement and Concrete Research, Vol.42, pp.459-466, 2012
- [7.23] M. Ozawa, H. Morimoto : Effects of Various Fibres on High-temperature Spalling in High-performance Concrete, Construction and Building Materials, Vol.71, pp.83-92, 2014
- [7.24] Y. Ding, C. Zhang, M. Cao, Y. Zhang, C. Azevedo : Influence of Different Fibers on The Change of Pore Pressure of Self-consolidating Concrete Exposed to Fire, Construction and Building Materials, Vol.113, pp.456-469, 2016
- [7.25] Y. Li, P. Pimienta, N. Pinoteau, K. H. Tan : Effect of Aggregate Size and Inclusion of Polypropylene and Steel Fibers on Explosive Spalling and Pore Pressure in Ultra-high-performance Concrete (UHPC) at Elevated Temperature, Cement and Concrete Composites, Vol.99, pp.62-71, 2019
- [7.26] G. Markeset, A. Hillerborg : Softening of Concrete in Compression - Localization and Size Effects, Cement and Concrete Research, Vol.25, pp.702-708, 1995
- [7.27] 渡辺健, 二羽淳一郎, 横田弘, 岩波光保 : 圧縮破壊の局所化を考慮したコンクリートの応力-ひずみ関係の定式化, 土木学会論文集, Vol.58, pp.197-211, 2003
- [7.28] 藤田学, 佐藤良一, 松元香保里, 高木康宏 : 高強度コンクリートを用いた RC はりのせん断強度と寸法効果, 土木学会論文集, Vol.56, pp.161-172, 2002
- [7.29] K. Iwama, N. Ishibashi, K. Maekawa : Modeling of Decomposition and Self-healing Processes of Hardened Cement Paste Exposed to High Temperature, The 8th International Conference of Asian Concrete Federation, pp.227-234, 2018
- [7.30] K. Iwama, K. Higuchi, K. Maekawa : Multi-scale Modeling of Deteriorating Concrete at Elevated Temperature and Collapse Simulation of Underground Ducts, 10th International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete, pp.1-12, 2019
- [7.31] K. Iwama, K. Higuchi, K. Maekawa : Model-based Assessment of Long-Term Serviceability and Fire Resistance for Underground Reinforced Concrete Ducts, Structural Engineering International (Published online), 2020, <https://doi.org/10.1080/10168664.2019.1709607>
- [7.32] 石田哲也, R. P. Chaube, 岸利治, 前川宏一 : 任意の乾湿繰り返しを受けるコンクリートの含水状態予測モデル, 土木学会論文集, Vol.35, pp.199-209, 1997
- [7.33] 石田哲也, 前川宏一 : 物質・エネルギーの生成・移動と変形・応力場に関する連成解析システム, 土木学会論文集, Vol.44(627), pp.13-25, 1999
- [7.34] 石田哲也, 前川宏一, 岸利治, 磐田吾郎, 楠原千佳子 : 温湿度履歴に関するセメント硬化体中の水分平衡・移動モデルの高度化, 土木学会論文集, Vol.63, pp. 39-53, 2005

- [7.35] K. Maekawa, T. Ishida, T. Kishi : Multi-scale Modeling of Structural Concrete, Taylor & Francis, 2008
- [7.36] K. Maekawa, A. Pimanmas, H. Okamura : Nonlinear Mechanics of Reinforced Concrete, Spon Press, 2003
- [7.37] タツタ電線株式会社 : 漏水検知システムソリューション ,
http://www.tatsuta.co.jp/products/equipment-system/warter-leakage/document-download/_file/catalog/rousui_catalog2012.pdf
- [7.38] 松戸正士, 吉野茂, 若松高志, 近藤悟, 佐々木仁, 平島岳夫, 吉田正友, 上杉英樹, 齋藤光 : 超高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の耐火性に関する研究 (その1 荷重加熱実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.21-22, 2002
- [7.39] 吉野茂, 松戸正士, 菊田繁美, 高橋孝二, 井上超, 平島岳夫, 吉田正友, 上杉英樹, 齋藤光 : 超高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の耐火性に関する研究 (その2 荷重加熱実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.23-24, 2002
- [7.40] 一瀬賢一, 河辺伸二 : 高強度コンクリートを使用した鉄筋コンクリート柱部材の火災時の変形性状に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.568, pp.1-6, 2003
- [7.41] Li, Y., Zhang, Y., Yang, E. H., and Tan, K. H. 2019. "Effects of Geometry and Fraction of Polypropylene Fibers on Permeability of Ultra-high Performance Concrete after Heat Exposure." Cement and Concrete Research 116 (February): 168-178.

8 結論と今後の展望

8.1 各章における結論

本研究では、コンクリート構造物の火災時リスク評価を行うことを念頭に置き、高温領域における鉄筋コンクリート部材の損傷や熱特性変化に関するモデル化を行い、それをマルチスケールで検証することで鉄筋コンクリートの損傷進展・熱特性変化モデルを提案することを目指した。本章においては、各章の内容、本研究の成果および課題をまとめ、今後の展望を述べる。

第1章では、本研究の背景および目的、既往の研究の検討範囲から浮かび上がる本研究における提案モデルの意義をまとめた。まず、近年の日本における火災の状況および土木構造物における火災リスクから、コンクリート構造物の火災時リスク評価を行う必要性を示した。次に、既往の研究における検討範囲が火災に晒された土木構造物の状況まで及んでいないことから、高温領域まで拡張したマルチスケール統合解析システムを提案する意義について触れた。

第2章では、本研究の基礎となっているマルチスケール統合解析システム (DuCOM-COM3) について、特に本研究の提案モデルと密接に関係する部分に限定して述べた。マルチスケール統合解析システムでは、与えられた配合・環境条件に基づき、複合水和発熱モデルによってセメント中の各鉱物の水和度（最終発熱量に対する積算発熱量の比）が計算される。この水和度に基づき、空隙構造形成モデルによりセメント粒子内外に固有の空隙率を持った水和物が生成されることで、セメント硬化体中の微細な細孔組織が逐次形成される。細孔組織が形成されると、その空隙構造と空隙量に基づいて透気係数・透水係数が決定され、入力された環境条件に応じて水分保持・移動モデルによりコンクリート中の水分状態が計算される。コンクリートはセメント水和物と骨材の2相系モデルと仮定し、セメント水和物のモデルには水和反応に応じて仮想水和殻が形成される **Solidification** 理論を適用している。各水和殻には、毛細管空隙・ゲル空隙・層間空隙ごとに固有の力学モデルを採用し、コンクリート中の水分状態に応じた収縮やクリープ特性を表現している。ひび割れ後のコンクリートの挙動に関しては、アクティブクラックの概念の下で3次元6方向に展開する非直交ひび割れモデルを適用する。これにより、アクティブクラック面での圧縮・引張・せん断の構成則を用いて、コンクリートの力学的な異方性を表現することが可能となる。これをコンクリート中の鉄筋の挙動と統合することで、鉄筋コンクリートの挙動をモデル化している。

第3章では、高温環境下と再養生条件下の2つの環境条件下におけるモデル化を可能な限り簡潔な形で表現した。1) 高温環境下において、a) セメント水和物の中で、モノサルフェート、C-S-H、水酸化カルシウムの3者について結晶水の解放モデルを組み込み、b) これを空隙構造形成モデルに反映させることで、水和物全体の体積から解放された結晶水の体積が減少することでセメント硬化体中の空隙率が増加し、c) 空隙量の増加に応じて、強度発現モデルや水分保持・移動モデルにおいてコンクリートの強度低下や物質移動性が変化する。また、2) 再養生条件下において、a) 水酸化カルシウムの脱水反応によって生じた酸化カルシウムが再水和により水酸化カルシウムに戻り、b) 再び体積が増加することで空隙構造が密となり、c) 強度や物質移動抵抗性が向上する。この両者の挙動について、基盤システムを最大限に活かすことで、可

能な限り簡潔な形で表現することができた。

第4章では、高温加熱時のコンクリートの特性変化の1つである、比熱の上昇および熱伝導率の低下に焦点を当ててモデル化を行う。高温時にコンクリートの比熱は約1.5倍から約2倍に上昇し、熱伝導率は約0.6倍から約0.8倍まで低下することで、熱を伝えにくい材料へと変化する。コンクリートが様々な材料によって構成されていること、コンクリート中に含まれる液状水の蒸発や加熱中に生じるひび割れの影響により、そのモデル化は難しい。したがって、供試体の加熱実験により逆解析的に同定する方法が一般的であったが、本研究では、基盤のマルチスケール統合解析システムを用いることで、液状水や水和物、未水和セメント、骨材等の構成材料それぞれの比熱や熱伝導率を統合してコンクリート全体の熱特性を算出できる。つまり、高温環境下での液状水の蒸発、水和物の分解といった現象による熱特性の変化は自動的に追従することが可能であることから、提案モデルにおいては、骨材の鉱物の変質による熱特性の変化およびコンクリート中のひび割れによる熱伝導率の低下を再現することで、高温時のコンクリート挙動を予測する上で重要となる熱特性の変化をモデル化することに成功した。

第5章では、高温暴露されたコンクリートに生じる構造的な損傷の進展モデルを提案した。高温時のコンクリートに生じる爆裂現象は、コンクリートの強度と応力状態との関係で発生するため、そのタイミングや位置は同配合のコンクリートであってもばらつきが生じる。このように、爆裂を予測する自体が非常に困難であるため、これまでの研究では、連続的に発生する爆裂や、爆裂が発生した後のコンクリートの挙動には焦点が当てられてこなかった。本研究では、連続的に生じる爆裂による損傷までモデル化することとし、連続体を扱う有限要素法において、爆裂して構造体から要素が離脱する事象を表現するために、計算上において爆裂に対する定義を与えることで連続爆裂モデルを提案した。また、高温時のコンクリートで剛性低下が生じるが、これは、1) セメント水和物の脱水反応による空隙の増加と2) 骨材-セメント硬化体間やセメントペースト内に生じる微細ひび割れが原因として考えられる。これら両者に対して、簡易的に、セメント水和物の脱水量に応じた剛性低下モデルを適用することで、高温領域におけるコンクリートの軟化挙動を表現することが可能となった。

第6章では、既存のマルチスケール統合解析システムに対し、第3章から第5章に述べる高温時のコンクリートの特性を組み込んだ提案モデルを、既往の実験結果を用いてマルチスケールで検証した。ミクロレベルの検証としては、TGによるセメント水和物の質量変化、ナノインデンテーションによるセメント硬化体の剛性低下、水銀圧入法による空隙量の変化の3種類を行い、全てのケースにおいて妥当性が示された。メソレベルの検証としては、小型のコンクリート供試体の加熱試験による内部の温度や水蒸気圧の変化、高温時やその後の再養生後における圧縮強度の変化の全4種類を行い、ほとんどのケースにおいて提案モデルは実験結果を適切に予測可能であった。微細ひび割れの影響で、急速加熱時の水蒸気圧のみ過大評価する傾向にあったが、現状として火災時のリスクを検討する上で安全側の評価となっているため、今後の高度化に努めたい。マクロレベルの検証としては、鉄筋の温度依存性モデルを新たに組み込んだ上で、RCの柱、スラブ、梁部材における加熱時の内部温度の上昇や変形挙動について、全6種類行った。これらの検証に関しても、全てのケースで提案モデルによる解析結果は、実験結果の挙動を適切な範囲で再現できていたが、ここでも、微細ひび割れの影響と見られる乖離が

示された。高温加熱中のコンクリートの挙動に与える影響が大きいと考えられる、微細ひび割れによる剛性低下は本研究においてモデル化されているが、微細ひび割れが物質移動特性や強度に与える影響は、モデルの単純化のため考慮されていない。本検証により、今後の高度化における課題が抽出できたと考えている。

第7章では、妥当性が検証された提案モデルを用いて、高強度コンクリートにおける火災リスクの低減を目指した検討を解析的に行った。コンクリートには、局所的に破壊が生じることでそれがコンクリート構造全体の力学挙動に強い影響を及ぼす性質がある。本研究では、爆裂現象の他にも、局所的な弱点部の影響が現れることを高強度コンクリートの高温加熱実験により確認した。加熱開始から10分後程度から30分後程度までの間に見られた現象であり、ひび割れとは性状の異なる直径1mm程度の穴から、液状水があふれ出した。液状水はコンクリートの空隙構造中に存在する自由水と比較的低温で分解する水和物から放出された結晶水であると考えられ、このメカニズムを応用することで、効果的にコンクリート中から液状水を放出し、水蒸気圧の低減に寄与できると考えた。人工的に微小な導水管をコンクリート中に配置することで、液状水を適切に外部へ排出できるようになり、高強度コンクリートの耐火性能が向上する可能性を示した。高強度コンクリートに繊維を混入することで爆裂等のリスクを低減するのが現在の主流であるが、ここでは、人工的な導水管を配置するという新しいアプローチを提案することに成功した。

8.2 本研究全体を通しての結論

本研究では、コンクリート構造物の火災時リスク評価を行うことを念頭に置き、高温領域における鉄筋コンクリート部材の損傷進展や熱特性変化に関するモデル化を行った。そして、それをマルチスケールにおける実験結果を用いて検証することで提案モデルの妥当性を示した。以下に、本研究から得られた知見を記述する。

- I. 高温環境下でのセメント水和物の脱水反応および再水和モデルを導入することで、コンクリートの温度上昇に伴い、セメント水和物が分解して空隙量が増加することで、強度の低下や透気係数・透水係数の上昇を考慮することが可能となった。また、降温した後は、酸化カルシウムの再水和および未反応セメントの水和により再び空隙量が減少し、強度増加や物質移動特性の向上を表現することができた。
- II. 高温領域における骨材の熱特性変化モデルおよびひび割れによる熱伝導率低下モデルを組み込むことで、加熱時のコンクリートの内部温度の変化を適切に予測することが可能となった。なお、爆裂によって表面部における温度が上昇しても、コンクリート内部における温度上昇にはほとんど寄与しないことも明らかとなった。
- III. 高温加熱時におけるコンクリートの連続爆裂モデルを適用したことで、有限要素法においても爆裂部分のコンクリートが熱力学的にも構造的にも消失し、表面部から徐々に爆裂による損傷が進展する現象を再現することに成功した。
- IV. セメント水和物の分解による空隙量の増加および微細ひび割れの発生に伴う、コンクリートの剛性低下モデルを導入したことで、高温領域で強度だけでなく剛性も低下する現象も考慮可能となった。これにより、高温時に荷重がかかった際の変形特性を適切に予測する

ことに成功した。

- V. 提案モデルの妥当性をマルチスケール（ミクロ、メソ、マクロレベル）での実験結果を用いて検証した。提案モデルにおいて、高温環境下でコンクリート中に起こるミクロ、メソレベルでの挙動が、矛盾することなく統合されることで、マクロな鉄筋コンクリート部材としての挙動を予測できることが示された。
- VI. 高強度コンクリート中に存在すると考えられる局所的な弱点部に特有な水分移動のメカニズムを、実験と解析の両者によって検討することで明らかとした。このメカニズムを応用し、妥当性が検証された提案モデルを用いて、新たなアプローチで火災リスクを低減することが可能となることを解析的に示した。

8.3 今後の課題および展望

本研究は、高温領域における鉄筋コンクリート部材の損傷進展や熱特性変化に関するモデル化およびその検証を行うことで、火災による高温時まで検討可能なマルチスケール統合解析システムの提案を行うものである。マルチスケールでの既往の実験結果を用いた検証により、提案モデルの妥当性は示されたが、コンクリート構造物における火災リスク（変形、耐火時間、復旧性等）を定量的に評価するためには、各モデルの高度化が求められる。

近年、コンクリート構造物の耐久性の向上を目指して、多様な混和材が用いられるようになった。特にポゾラン材料の使用頻度は高く、本モデルにおいても、ポゾラン材料を用いた際の脱水反応モデルを高度化していく必要があると考えられる。また、セメント水和物の分解による空隙量の増加により圧縮強度が低下するが、引張強度はその低下した圧縮強度から、常温時における関係式を用いて算出している。高温時における圧縮強度と引張強度の関係式は、常温時のものと異なる可能性も考えられ、新たに検討を深める必要がある。

高温加熱を受けるコンクリート中には、無数の微細ひび割れが発生する。本研究において、コンクリート構造物の変形挙動に影響が大きいと考えられる、微細ひび割れによるコンクリートの剛性低下については扱ったが、水分移動特性に与える影響に関しては考慮していない。本研究の検証結果から、コンクリート中の水分移動特性は、セメント水和物の分解による空隙量の変化だけでなく、微細ひび割れの発生によっても大きく影響を受けることが示された。また、それがマクロな構造的な挙動にも影響することも明らかとなったことから、この影響をモデル化することで、提案モデルの更なる高度化が可能となると考える。

さらに、近年、高強度コンクリートの爆裂損傷を軽減し、火災時のリスクを低減することから、繊維補強コンクリートを用いる構造物が増加している。これらの繊維補強コンクリートを用いた構造物の火災時リスク評価を行うために、コンクリートへの繊維の混入による影響を考慮することが重要となる。同時に、本研究において示された、新しいアプローチによる火災時リスク低減方法も検討を深める必要がある。繊維補強コンクリートの火災時のリスクの評価が可能となれば、繊維混入量の最適解を検討することが可能となるだけでなく、新しいアプローチによる火災時のリスク低減効果を定量的に示すことができると考える。

付録

I. 各モデルの有無が高温時における鉄筋コンクリートの挙動に及ぼす影響

本論文においては、高温作用を受けた際の鉄筋とコンクリートにおける主要な特性を簡潔に組み込むことにより、既存のマルチスケール統合解析システムを拡張した提案モデルを示し、その妥当性と今後の高度化を見据えた課題について、マルチスケールにおける検証によって明らかとした。

ここでは、参考として、本研究によって組み込んだ特性の導入の意義を示すため、提案モデル中の主要なモデルの有無が高温時における鉄筋コンクリートの挙動に及ぼす影響について検討する。検討の対象としたのは、6章に示すマルチスケールにおける検証で用いたケースの中で、「内部温度と水蒸気圧－温度上昇速度の影響－」、「内部温度と水蒸気圧－水セメント比の影響－」、「高温状態における圧縮時の応力－ひずみ関係」、「再養生後の再水和による圧縮強度の変化」、「一軸圧縮を受ける RC 長柱の一部分加熱時の変形挙動」、「全面加熱を受ける RC 梁の変形挙動」の6つの検証ケースとした。

まず、「内部温度と水蒸気圧－温度上昇速度の影響－」について、Fig.A-1-1 に検討結果を示す。ALL-MODELS は本研究における提案モデル、WITHOUT-PVAP は水蒸気圧が発生しないと仮定した解析、ONLY-MODEL-I は、モデル化した特性の中でセメント水和物の脱水反応モデルのみ考慮した解析による結果である。WITHOUT-PVAP では、提案モデルと同様のモデルを含有しているが、水蒸気圧に起因する損傷や変形による影響が除外される。ONLY-MODEL-I では、セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度低下や水分移動特性は考慮されるが、ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化、水蒸気圧の解放等は考慮されない。

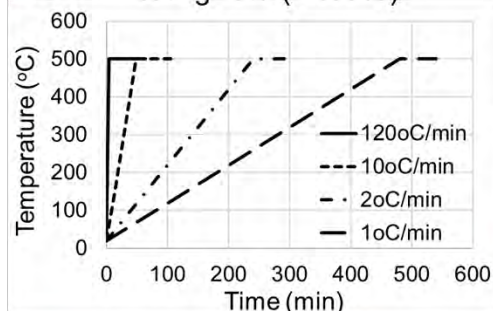
内部温度の結果を見ると、WITHOUT-PVAP および ONLY-MODEL-I は、提案モデルに比べて高い温度を示している。これは、高温時にコンクリート中に発生する損傷によって、コンクリートの熱伝導率が低下することで、内部に温度が伝わりにくくなることを示唆している。また、加熱速度が大きいほどこの影響が大きくなることから、低速加熱に比べて急速加熱時においてコンクリートがより多くの損傷を受けることが分かる。なお、急速加熱時の解析結果において WITHOUT-PVAP よりも ONLY-MODEL-I が示す温度の方が高いのは、温度勾配による熱応力等で発生する損傷が低速加熱時よりも大きくなっているためであると考えられる。

水蒸気圧の結果を見ると、水蒸気圧が発生しないとした WITHOUT-PVAP では、すべての結果において水蒸気圧が発生していないことが分かる。ONLY-MODEL-I では、提案モデルの結果と比較して内部温度が高いことや損傷に伴う水蒸気圧の解放が考慮されないため、水蒸気圧が大きく上昇したまま低下してこないことが分かる。

本検討により、コンクリートの熱特性や水分移動特性を損傷と連成して考慮することとした提案モデルの意義が明確となった。

A 3D diagram of a cube. The front face is shaded light blue and labeled "Sealed Surface (4 faces)". The top, right, and bottom faces are shaded light red. Two arrows originate from the top face: one points towards the front-left edge, and the other points towards the front-right edge. Dashed lines indicate the hidden edges of the cube.

Heating rate (4 cases)



W/C (%)	Unit Weight (kg/m ³)			
	C	W	S	G
53.6	347	186	838	1041

Tensile strength = 3.66MPa

**Temperature and vapor pressure
are measured
at center of specimen**

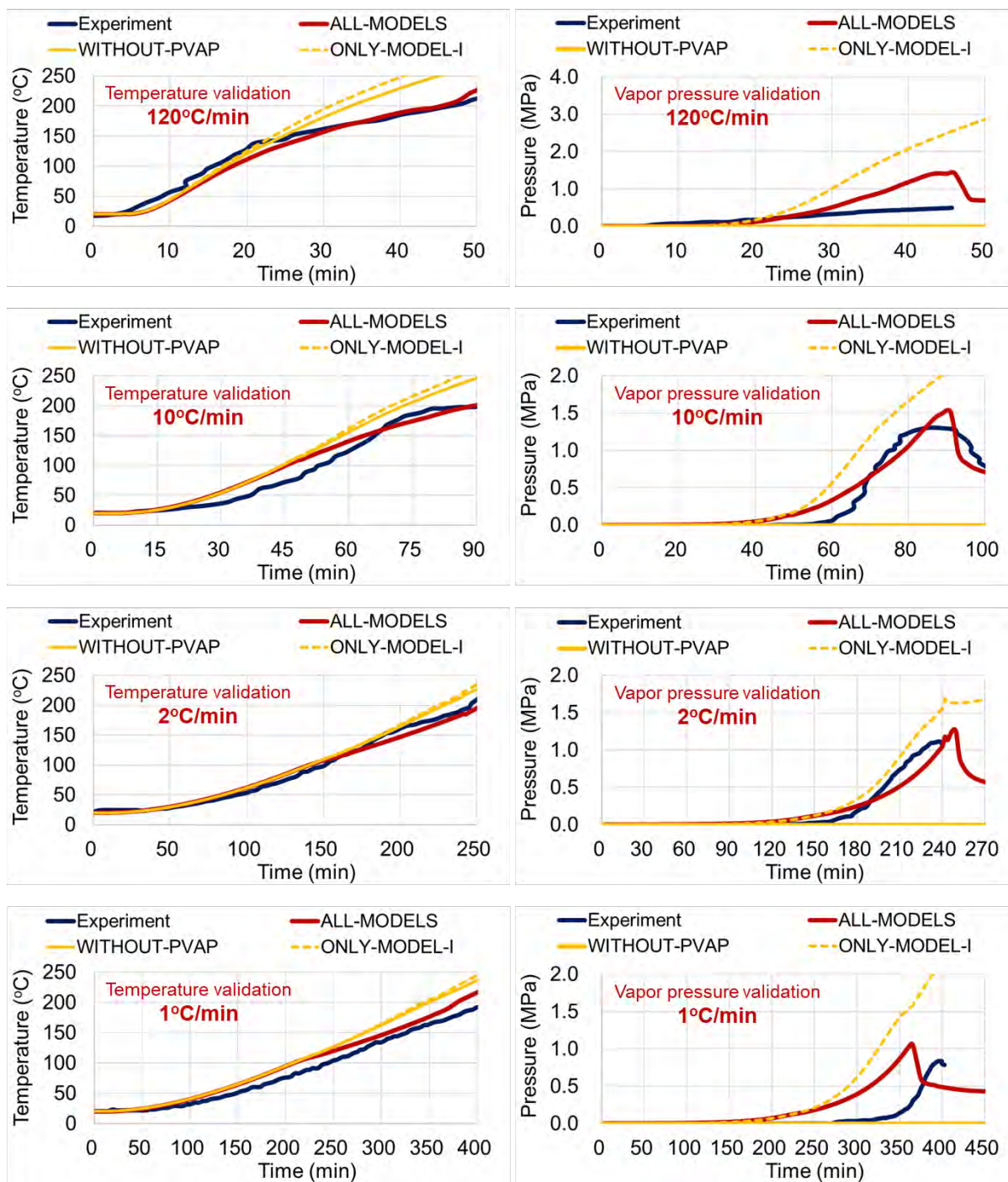


Fig.A-1-1 高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（加熱速度の影響）

次に、「内部温度と水蒸気圧－水セメント比の影響－」について、Fig.A-1-2 に検討結果を示す。前検討と同様に、ALL-MODELS は本研究における提案モデル、ONLY-MODEL-I は、モデル化した特性の中でセメント水和物の脱水反応モデルのみ考慮した解析による結果である。

比較結果を見ると、ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化、水蒸気圧の解放等は考慮されないために、特に水蒸気圧の上昇について、大きく乖離していることが分かる。したがって、急速加熱時に高度化の余地が残る提案モデルであるが、本研究で組み込んだモデルによって、実現象に近づく方向に向かっていることが分かる。

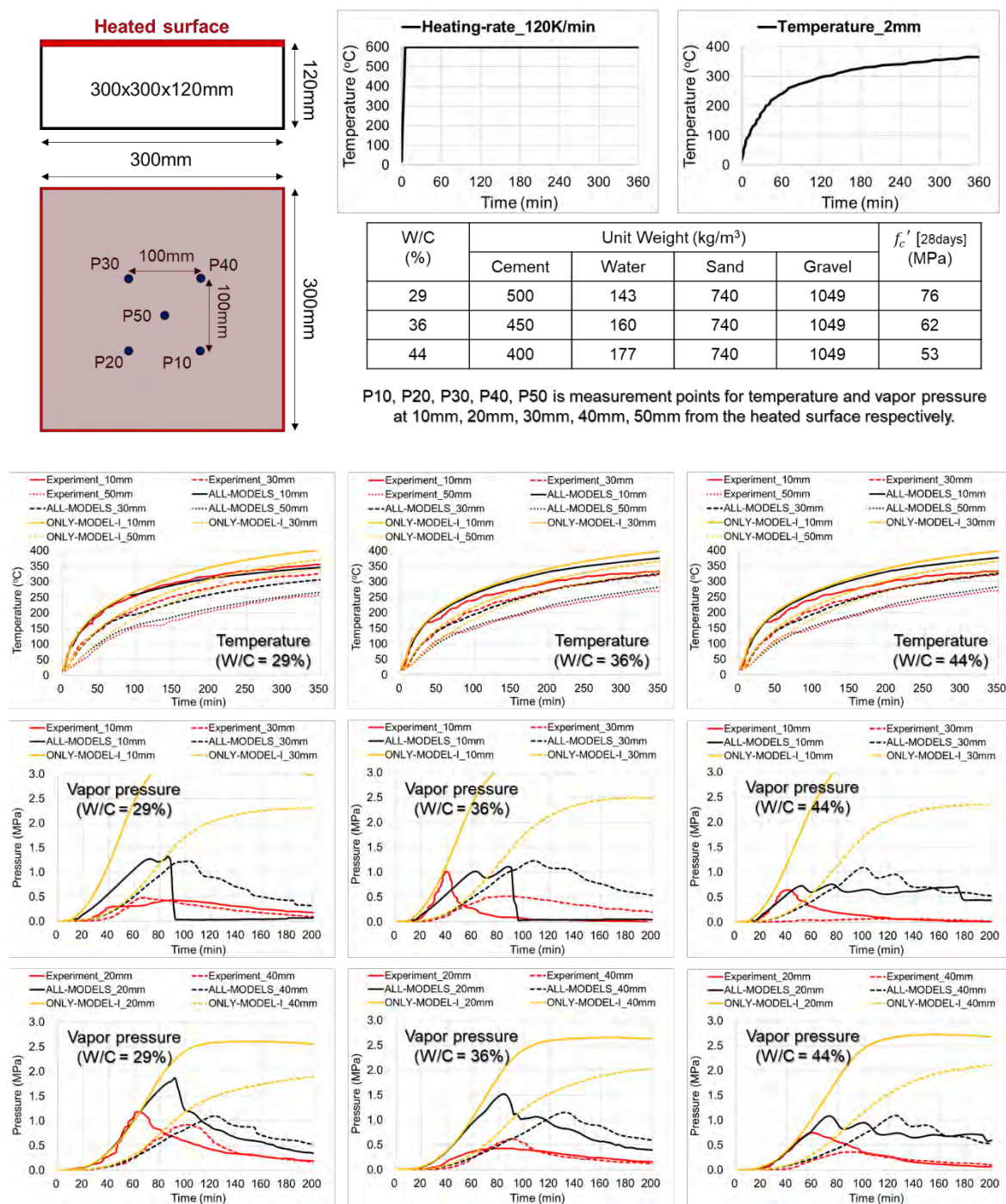


Fig.A-1-2 高温加熱による温度と水蒸気圧の上昇（水セメント比の影響）

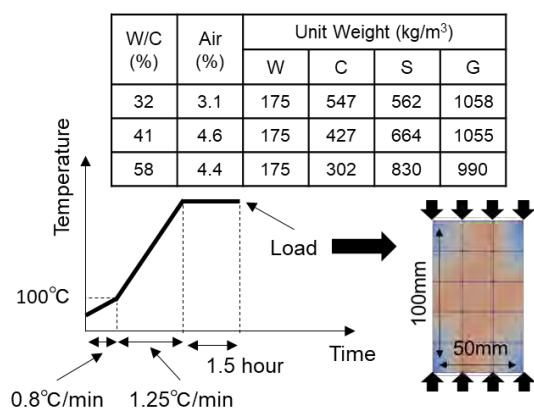
次に、「高温状態における圧縮時の応力－ひずみ関係」の検討結果を Fig.A-1-3 に示す。ALL-MODELS は本研究における提案モデル，WITHOUT-MODEL-I は，提案モデルからセメント水和物の脱水反応モデルのみ除外した解析による結果，WITHOUT-MODEL-VI は，提案モデルから微細ひび割れの影響等によるコンクリートの剛性低下モデルのみ除外した解析による結果である。WITHOUT-MODEL-I では，ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化，水蒸気圧の解放等は考慮されるものの，セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度低下や水分移動特性の変性は考慮されない。WITHOUT-MODEL-VI は，セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度低下，ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化，水蒸気圧の解放等は考慮されるが，微細ひび割れの発生に伴う高温時におけるコンクリートの剛性低下は考慮されない。

比較検討結果を見ると，WITHOUT-MODEL-I では，高温時のコンクリートに生じる重要な特性変化であるセメント水和物の脱水反応が考慮されていないため，経験温度に関わらず強度がほとんど低下していないことが分かる。さらに，強度低下だけでなく，脱水反応に伴った剛性低下も考慮されないため，最大強度時のひずみについても提案モデルと大きく異なる結果となっている。しかし，WITHOUT-MODEL-I の結果のみで比較すると，経験温度が大きくなった際には剛性も低下する傾向が見られる。これは，本研究のベースモデルにおいて，ひび割れ以後のコンクリートに対して適用される分散ひび割れモデル中で，ひび割れに垂直な方向のひずみに応じて空間平均化された剛性が低下する特性を考慮しているため（詳細は Fig.5-5）である。具体的には，経験温度が高い際には，水蒸気圧や熱応力によってコンクリート中にひび割れ等の損傷が生じることで，コンクリートのひずみが大きくなるため，コンクリートの剛性低下も大きくなる。

WITHOUT-MODEL-VI では，全ての検討ケースに関して，提案モデルとほぼ同等の圧縮強度を示している。これは，セメント水和物の脱水反応に伴う強度低下モデルが適切に機能している結果であるが，圧縮強度を示した際のひずみに関しては，提案モデルより小さくなっていることが分かる。前述のように，ベースモデル中で，ひび割れに垂直な方向のひずみに応じて空間平均化された剛性が低下する特性を考慮しているが，これだけでは，高温時に生じる微細ひび割れ等の影響によるコンクリートの剛性低下を表現できていないと言える。

また，「再養生後の再水和による圧縮強度の変化」について，Fig.A-1-4 に示す。ALL-MODELS は本研究における提案モデル，WITHOUT-REHYDRATION は，提案モデルから水酸化カルシウムの分解によって生じた酸化カルシウムの再水和モデルのみ除外した解析による結果である。

圧縮強度の推移の結果を見ると，WITHOUT-REHYDRATION において，加熱直後から再養生 7 日までの圧縮強度の回復が小さいことが分かる。酸化カルシウムの再水和は比較的早い段階で完了するため，結果はその影響を適切に表現していると言える。この検討により，火災を受けた後までを含めたコンクリート構造物の火災リスクに対して，再水和の影響を考慮しなければ，適切な損傷評価は行えないことが分かる。



Stress-Strain Relationship at High Temperature

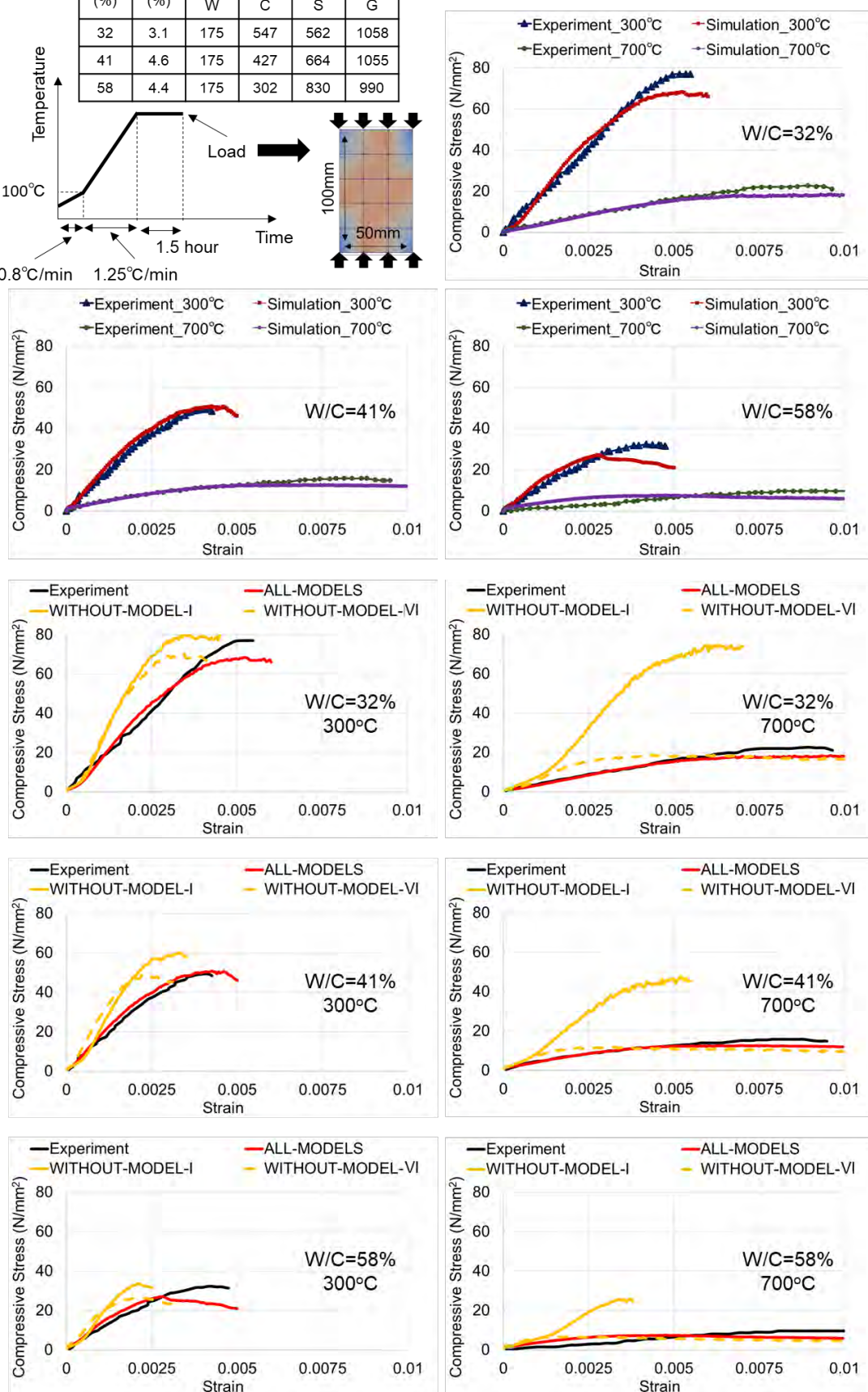


Fig.A-1-3 高温環境下におけるコンクリートの応力ひずみ関係 (円柱供試体)

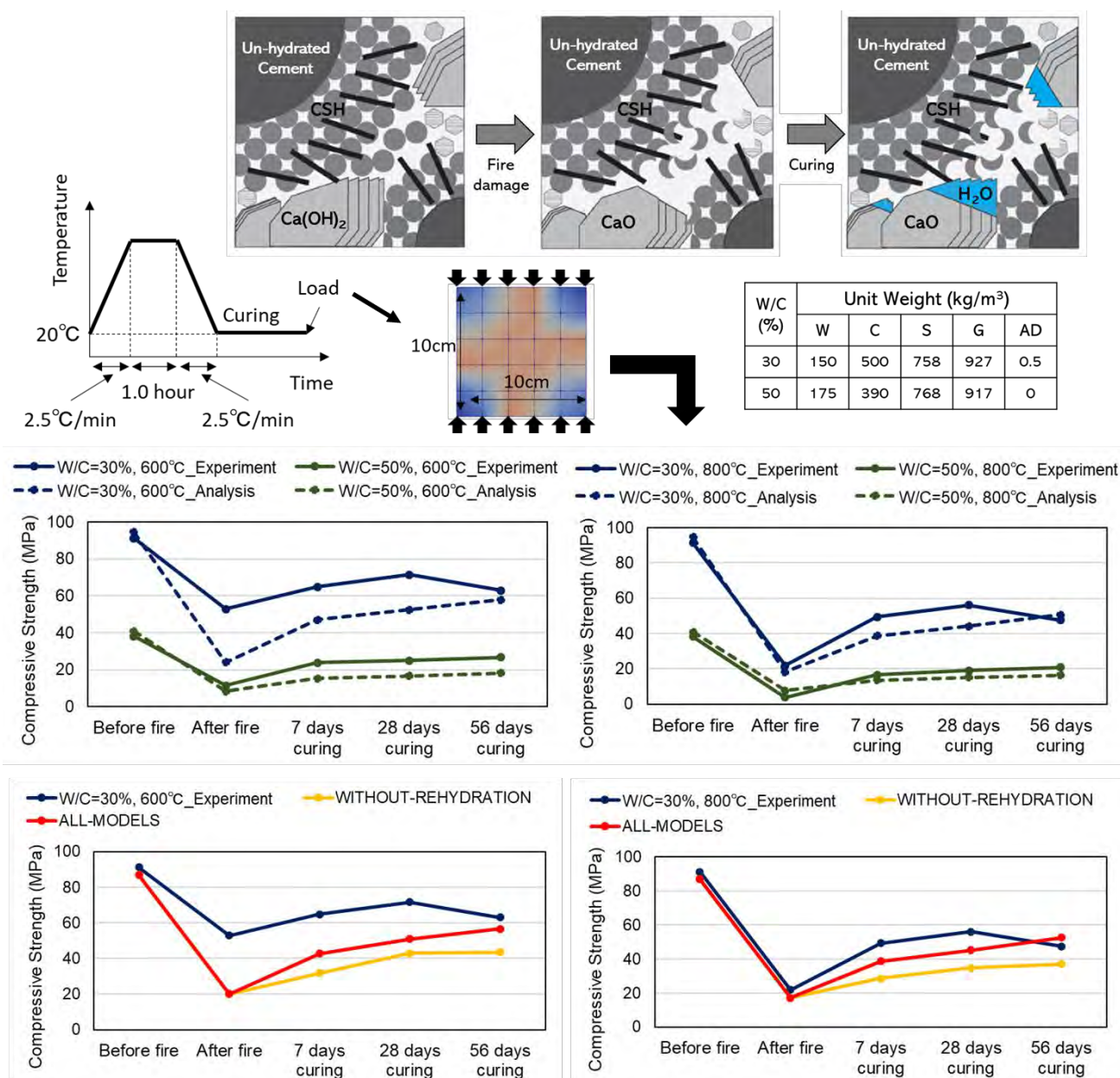


Fig.A-1-4 加熱後の養生によるコンクリートの圧縮強度の回復（立方体供試体）

ここからは、検討対象をマクロな鉄筋コンクリートの部材として、モデルの有無が鉄筋コンクリートの変形挙動に与える影響を比較する。まず、「一軸圧縮を受ける RC 長柱の一部分加熱時の変形挙動」について、比較結果を Fig.A-1-5 に示す。ALL-MODELS は本研究における提案モデル、WITHOUT-MODEL-I は、提案モデルからセメント水和物の脱水反応モデルのみ除外した解析による結果、WITHOUT-MODEL-IV は、提案モデルから爆裂に伴うコンクリート内部の温度上昇と水蒸気圧の解放モデルのみ除外した解析による結果、WITHOUT-VAPOR-PRESSURE は水蒸気圧が発生しないと仮定した解析による結果である。WITHOUT-MODEL-I では、前述の検討と同様に、ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化、水蒸気圧の解放等は考慮されるものの、セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度低下

や水分移動特性の変性は考慮されない。WITHOUT-MODEL-IV では、セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度や剛性の低下、ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化等は考慮されるが、爆裂後のコンクリート内部の温度上昇や爆裂部分での水蒸気圧の解放は考慮されない。WITHOUT-VAPOR-PRESSURE では、提案モデルと同様のモデルを含有しているが、水蒸気圧に起因する損傷や変形による影響が除外される。

検討結果を見ると、提案モデルに比べて、WITHOUT-MODEL-I、WITHOUT-MODEL-IV、WITHOUT-VAPOR-PRESSURE は実験結果の傾向から離れていることが分かる。

特に、WITHOUT-MODEL-I では、Fig.A-1-3 にも示したように、高温作用時にセメント水和物の脱水反応に伴う強度低下が起こらないため、鉄筋やコンクリートの熱膨張、柱内部での水蒸気圧の発生により、変形が膨張側にのみ進行し、崩壊の方向に向かっていない。この結果から、高温時にコンクリート強度が低下することで、ひび割れの発生や局所的な圧縮破壊等の構造的な損傷が徐々に進行することで、崩壊の方向の変形が現れると考えられる。

また、WITHOUT-MODEL-IV では、耐火時間が伸びているとともに、膨張側の変形も大きいことが分かる。これは、MODEL-IV を考慮しないことによる 2 つの要因が主に考えられる。1 つは、爆裂後にコアコンクリートの急激な温度上昇が生じないことで、提案モデルや実験結果と比較してコンクリートの強度低下が抑制され、耐火時間が長くなっていることである。もう 1 つは、爆裂後に水蒸気圧が解放されないことで、本来であれば爆裂と同時に外部に逃げるはずの水蒸気がコンクリート内部に留まり、コンクリートの膨張につながっていることである。

そして、WITHOUT-VAPOR-PRESSURE では、加熱後 3 時間まで膨張側の変形が進み、その後、急激に崩壊していることが分かる。これは、コンクリートの損傷が小さい状態から、あるところで偏心が生じ、座屈のような形で崩壊したことによると考えられる。この結果から、水蒸気圧が発生してコンクリート中の損傷が徐々に進行することで、部材全体としては安定して変形が進んでいくと言える。高強度コンクリートにおいて、ある弱点部を起点に脆性的な破壊が急激に進行することは良く言われるが、本検討においても、その知見と類似した結果となっているように考えられる。

次に、「全面加熱を受ける RC 梁の変形挙動」について、Fig.A-1-6 に結果を示す。ALL-MODELS は本研究における提案モデル、WITHOUT-MODEL-IV は、提案モデルから爆裂に伴うコンクリート内部の温度上昇と水蒸気圧の解放モデルのみ除外した解析による結果、WITHOUT-STEEL は高温時における鉄筋の温度依存特性を考慮しない解析による結果である。WITHOUT-MODEL-IV では、セメント水和物の脱水反応に伴う空隙構造の変化による強度や剛性の低下、ひび割れ等の損傷による熱特性や水分移動特性の変化等は考慮されるが、爆裂後のコンクリート内部の温度上昇や爆裂部分での水蒸気圧の解放は考慮されない。WITHOUT-STEEL では、提案モデルと同様のモデルを含有しているが、高温時に生じる鉄筋の強度低下や熱膨張率の変化による影響が除外される。

比較結果を見ると、WITHOUT-MODEL-IV では、実験結果や提案モデルで見られた、加熱開始から 140 分程度での急激な崩壊が発生していない。これは、爆裂後の急激な温度上昇が生じないため、引張側の鉄筋の温度上昇に伴う降伏や圧縮側のコンクリートの破壊が発生しなかったためと考えられる。また、WITHOUT-STEEL では、影響が分かりやすいように加熱開始から

120 分までを比較しているが、高温時における鉄筋の強度や剛性の低下が反映されないため、変形が小さくなっていることが分かる。これより、鉄筋の温度依存特性は、RC 部材の変形挙動に大きく影響を与えることが明らかとなった。

提案モデルでは、以上のような複数の要因が複雑に影響し合った結果として、実験結果の傾向を捉えるように変形が進んでいることが分かり、本研究におけるモデル化の妥当性と、各モデルの重要性が示されたと言える。

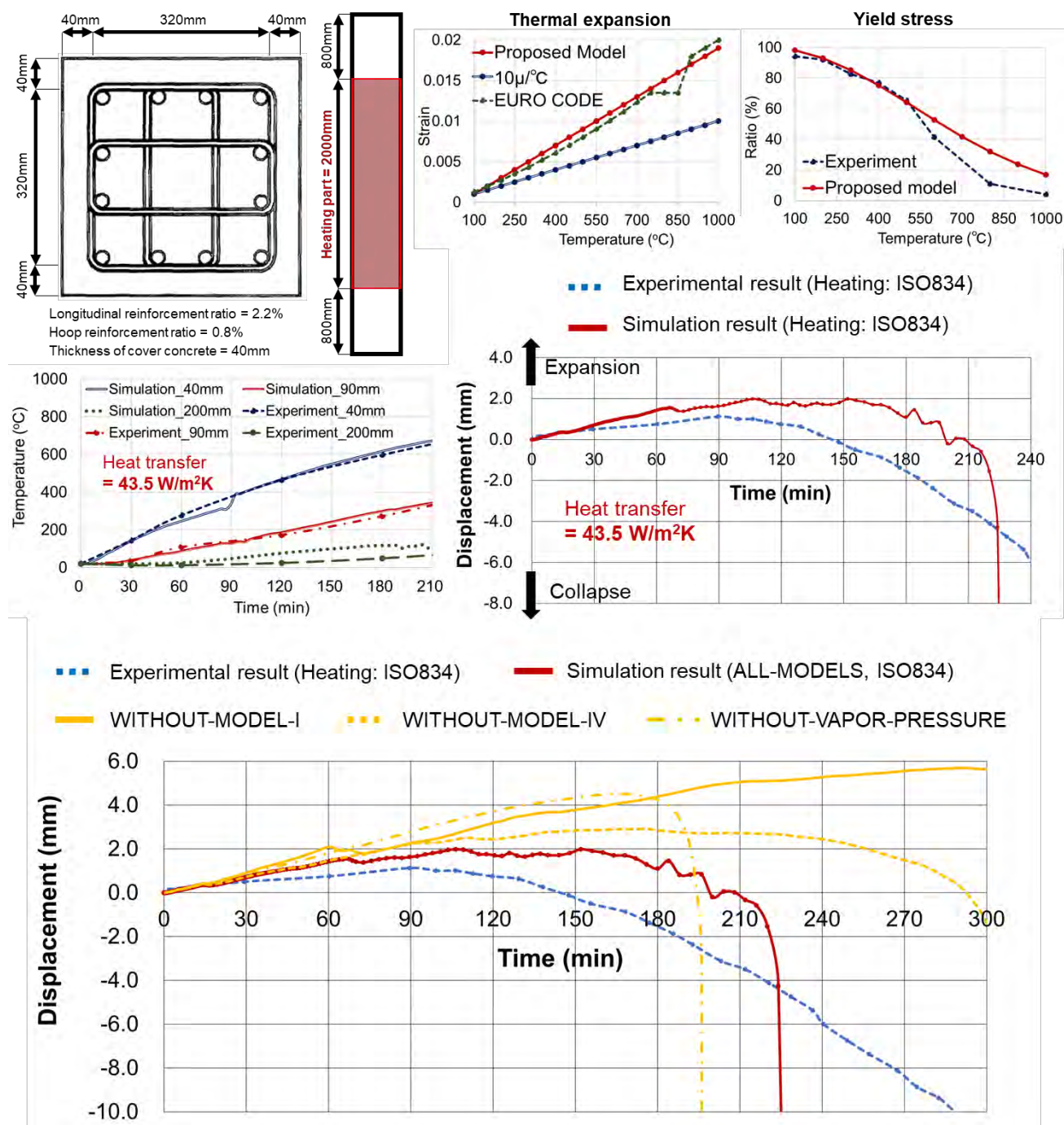


Fig.A-1-5 高温加熱時における RC 柱の変形挙動の検証（一部分加熱）

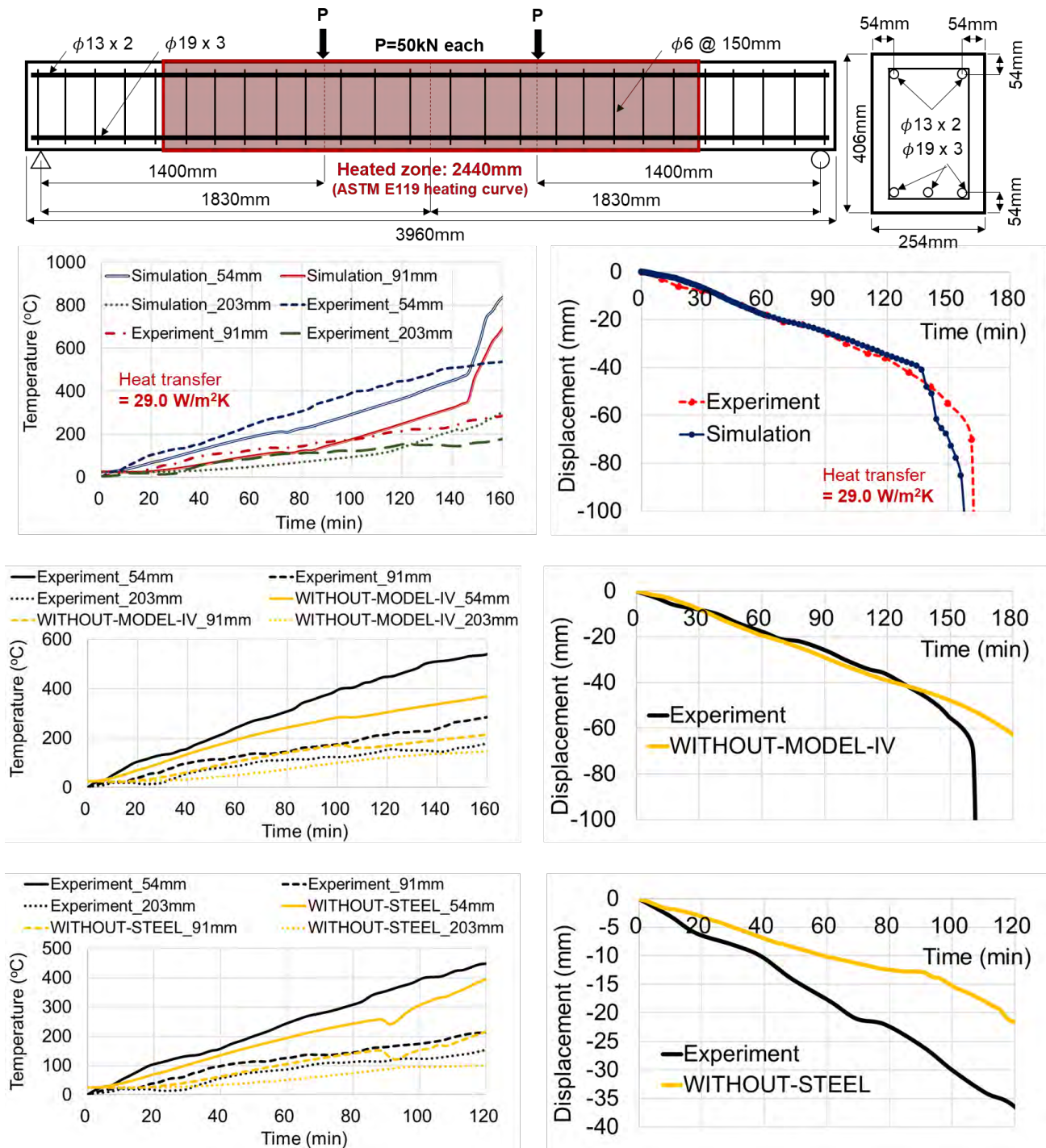
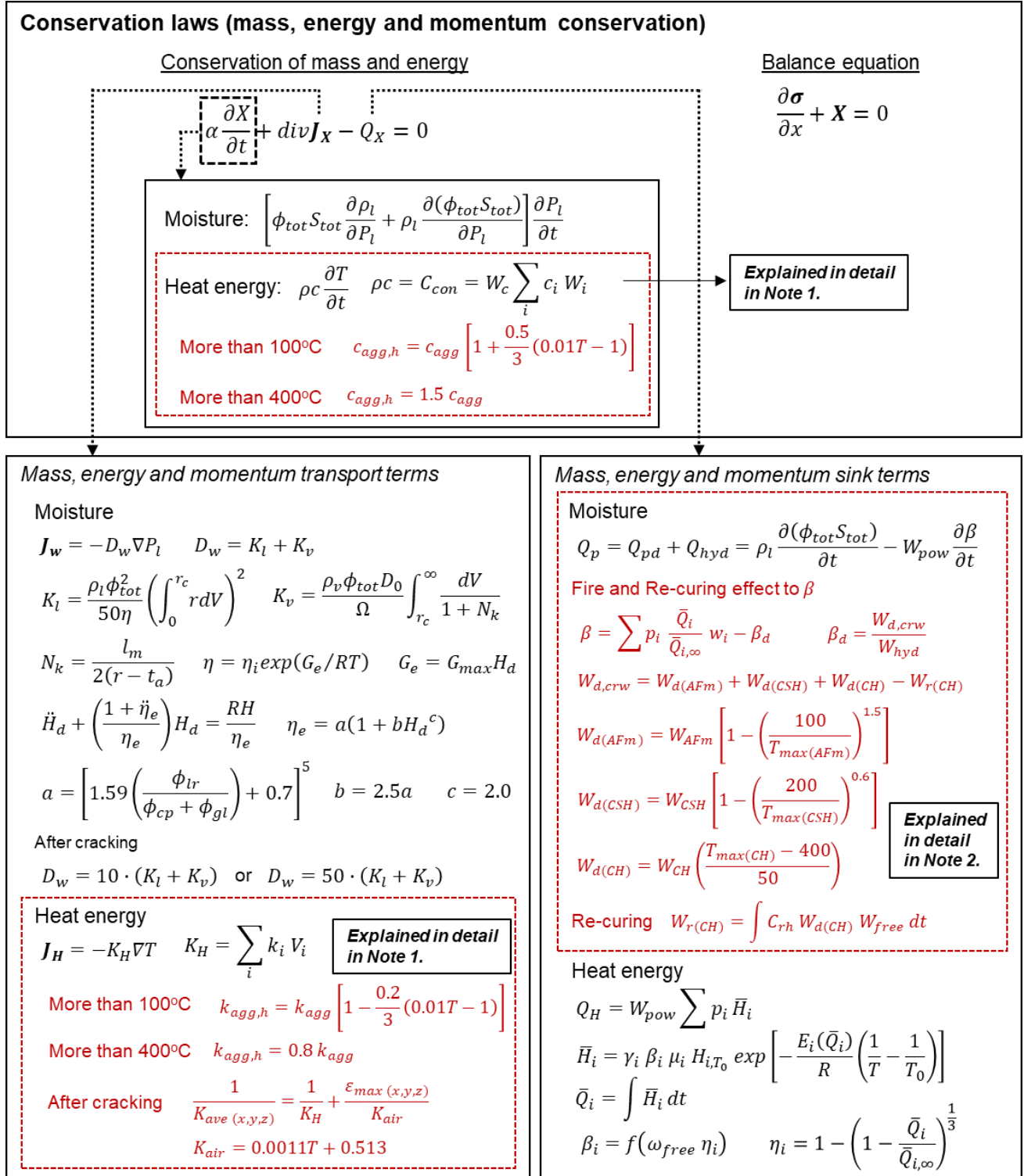


Fig.A-1-6 高温加熱時における RC 梁の変形挙動の検証（全面加熱）

II. ベースシステムにおける支配方程式と本研究における提案モデルとの関係



State, compatibility, and constitutive law of mass, energy and solid

Pore structure formation

$$V_s = \frac{\alpha W_{pow}}{1 - \phi_{ch}} \left(\frac{1}{\rho_p} + \frac{1}{\rho_w} \right) \quad \alpha = \sum p_i \frac{\bar{Q}_i}{\bar{Q}_{i,\infty}} \quad \rho_g = \frac{\rho_p \rho_w (1 + \beta / W_{pow}) (1 - \phi_{ch})}{\rho_w + \beta \rho_p}$$

$$\phi_{tot} = \phi_{lr} + \phi_{gl} + \phi_{cp} \quad \phi_{lr} = (t_w s_l \rho_g) / 2 \quad \phi_{gl} = V_s \phi_{ch} - \phi_{lr} \quad \phi_{cp} = 1 - V_s - (1 - \alpha) \frac{W_{pow}}{\rho_p}$$

Fire and Re-curing effect to β

Explained in detail in Note 2.

$$\beta = \sum p_i \frac{\bar{Q}_i}{\bar{Q}_{i,\infty}} w_i - \beta_d \quad \beta_d = \frac{W_{d,crw}}{W_{hyd}} \quad W_{d,crw} = W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)} + W_{d(CH)} - W_{r(CH)}$$

$$W_{d(AFm)} = W_{AFm} \left[1 - \left(\frac{100}{T_{max}(AFm)} \right)^{1.5} \right] \quad W_{d(CSH)} = W_{CSH} \left[1 - \left(\frac{200}{T_{max}(CSH)} \right)^{0.6} \right]$$

$$W_{d(CH)} = W_{CH} \left(\frac{T_{max}(CH) - 400}{50} \right) \quad \text{More than } 800^\circ\text{C} \quad \frac{d\alpha}{dt} = -C_{rc} (W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)})$$

Re-curing

$$W_{r(CH)} = \int C_{rh} W_{d(CH)} W_{free} dt$$

$$A\delta_m^3 + B\delta_m^2 + C\delta_m + D = 0$$

$$A = \{n(1 - \phi_{in}) + 3(1 - \phi_{ou})\} / \{3(n + 3)\} \quad C = \{n(1 - \phi_{in}) + (1 - \phi_{ou})\} r_0^2 / (n + 1)^2$$

$$B = \{n(1 - \phi_{in}) + 2(1 - \phi_{ou})\} r_0 / (n + 2) \quad D = -(\alpha r_0^3 / 3) [\phi_{in} + \beta \rho_p / \rho_w]$$

Before contact

$$\phi_{ou} = 1.0$$

After contact

$$\phi_{ou} = 1 - (X + Y) / Z \quad \delta_{max} = k r_0$$

$$X = -n(1 - \phi_{in}) \left[\frac{k^3}{3(n + 3)} + \frac{k^2}{n + 2} + \frac{k}{n + 1} \right] \quad Y = \frac{\alpha}{3} \left[\phi_{in} + \beta \frac{\rho_p}{\rho_w} \right] \quad Z = \frac{k^3}{n + 3} + \frac{2k^2}{n + 2} + \frac{k}{n + 1}$$

$$s_l = 510 f_{pc} + 1500 f_{sg} + 3100 f_{fa} \quad \zeta = 19.0 f_{pc} + 1.5 f_{sg} + 1.0 f_{fa}$$

$$SA_c = \frac{3\delta_m}{\zeta r_{eq}^3 (1 - \phi_{in})} (A\delta_m^2 + B\delta_m + C) \quad SA_i = 2\phi_i \int_{r_m}^{\infty} B_i \exp(-B_i r) d \ln r \quad SA_g = W_s sa_g$$

$$\phi(r) = \phi_{lr} + \phi_{gl} V_{gl} + \phi_{cp} V_{cp} \quad V_i = 1 - \exp(-B_i r)$$

State, compatibility, and constitutive law of mass, energy and solid

Strength, elastic modulus, and deformability against pore pressure

$$f'_c = a \cdot \exp(-b \cdot V_{pore}) \quad a, b: \text{constant}$$

$$V_{pore} = \phi_{cp} \cdot \exp(-B_{cp} \cdot r_{50}) \quad r_{50} = 50 \times 10^{-9} [m]$$

$$E = 8.5 \times 10^3 f'_c{}^{1/3} \quad f_t = 0.27 f'_c{}^{2/3}$$

More than 100°C (re-bar) $f_{y,fire} = f_y \cdot \exp\left[-\left(\frac{T_{steel}}{750}\right)^{2.0}\right]$

$$E_{s,fire} = E_s \cdot \left(1 - \frac{0.03 \cdot T_{steel}}{100}\right)$$

Unrestrained strain due to temperature

$$\varepsilon_T = \alpha_c \Delta T$$

More than 100°C (re-bar)

$$\varepsilon_{T,steel} = \alpha_s \Delta T + (T_{steel} - 100) \cdot 10^{-5}$$

Unrestrained shrinkage strain due to pore pressure

$$\varepsilon_{sh} = \phi_{tot} S_{tot} f_{pow} \frac{P_l}{E_{sh}} \quad E_{sh} = \frac{E}{3}$$

Compatibility equation

$$\varepsilon_{xx} = \frac{\partial u}{\partial x} \quad \varepsilon_{yy} = \frac{\partial v}{\partial y} \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial w}{\partial z} \quad \varepsilon_{zx} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \quad \varepsilon_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \quad \varepsilon_{yz} = \frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z}$$

Constitutive law of solidifying concrete

$$\varepsilon_0 = \rho_{ag}(\varepsilon_{ag} + \varepsilon_{T,ag}) + \rho_{cp}(\varepsilon_{cp} + \varepsilon_{T,cp}) \quad \varepsilon_{T,ag} = \alpha_{ag} \Delta T \quad \varepsilon_{T,cp} = \alpha_{cp} \Delta T$$

$$\sigma_0 = \rho_{ag} \sigma_{ag} + \rho_{cp} \sigma_{cp} \quad \varepsilon_{cp} = f(\sigma_{cp}) \quad \varepsilon_{ag} = \frac{1}{3K_{ag}} \sigma_{ag}$$

$$\sigma_{cp}(t) = \int_{t'=0}^t \sigma_{ly}(t', t) d\Psi(t') \quad \tau_0(t) = \int_{t'=0}^t \tau_0(t', t) d\Psi(t') \quad \sigma_{cp} = \sigma'_{cp} + B_f P_l$$

$$\sigma_{ly} = E_e \cdot \varepsilon_e \quad \sigma_{ly} = E_c \cdot \varepsilon_c + E_c C_c \frac{d\varepsilon_c}{dt} \quad E_c = a_{ec} \cdot E_e \cdot f_{ec}(S_{cap}) \quad f_{ec} = 0.5(1 + S_{cap}^2)$$

$$\frac{d\varepsilon_g}{dt} = \frac{1}{C_g} (\varepsilon_{glim} - \varepsilon_{g,eq}) \quad \frac{d\varepsilon_l}{dt} = E_l \cdot \phi_{int} \frac{dS_{int}}{dt}$$

Dehydration effects at high temperature

$$\sigma_{ly} = E_{e,damage} \cdot \varepsilon_e \quad E_c = a_{ec} \cdot E_{e,damage} \cdot f_{ec}(S_{cap}) \quad E_{e,damage} = E_e \cdot \exp(R_{water} - 1)^{1.5}$$

$$R_{water} = [(W_{AFm} + W_{CSH}) - (W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)})] / (W_{AFm} + W_{CSH})$$

Related parameters with upgrade for high temperatures in DuCOM system

ϕ_{tot} : Total porosity	S_{tot} : Degree of saturation of total pores
P_i : Pore pressure [Pa]	ρ_l : Density of liquid [kg/m ³]
T : Temperature [K]	ρc : Heat capacity [J/K]
C_{con} : Heat capacity of concrete [J/K]	W_c : Unit weight of concrete [kg/m ³]
c_i : Specific heat of each components [J/(kg · K)]	W_i : Weight ratio of each components in concrete
i : aggregate, hydrates, water, remaining cement, slag, fly ash, others	$C_{agg,h}$: Specific heat of aggregate at high temperature [J/(kg · K)]
c_{agg} : Specific heat of aggregate less than 100°C [J/(kg · K)]	
J_w : Flux of moisture [kg/(m ² · s)]	D_w : Moisture conductivity [kg/(Pa · m · s)]
K_l : Liquid conductivity [kg/(Pa · m · s)]	K_v : Vapor conductivity [kg/(Pa · m · s)]
η : Viscosity of fluid under non-ideal conditions [(N · s)/m ²]	r_c : Pore radius in which the equilibrated interface of liquid and vapor is created [m]
r : Pore radius [m]	ρ_v : Density of saturated vapor [kg/m ³]
Ω : Parameter representing tortuosity of porosity (= ($\pi/2$) ²)	N_K : Knudsen number
l_m : Mean free path of a gas molecule [m]	t_a : Thickness of adsorbed layer [m]
η_i : Non-dimensional thickness of cluster	G_e : Additional energy for activation of flow
R : Gas constant [J/(mol · K)]	G_{max} : Maximum additional Gibbs energy for the activation of flow (= 3500 kcal/mol)
H_d : Fictitious humidity parameter	η_e : Effective non-ideal viscosity of the pore fluid [(N · s)/m ²]
ϕ_{lr} : Interlayer porosity	ϕ_{gl} : Gel porosity
ϕ_{cp} : Capillary porosity	
J_H : Flux of heat [kcal/(m ² · sec)]	K_H : Heat conductivity of concrete [kcal/(K · m · sec)]
k_i : Heat conductivity of each components [kcal/(K · m · sec)]	V_i : Volume ratio of each components in concrete
$k_{agg,h}$: Heat conductivity of aggregate at high temperature [kcal/(K · m · sec)]	k_{agg} : Heat conductivity of aggregate less than 100°C [kcal/(K · m · sec)]
$K_{ave(x,y,z)}$: Average heat conductivity of cracked concrete [kcal/(K · m · sec)]	K_{air} : Heat conductivity of air [kcal/(K · m · sec)]
Q_p : Sink term for moisture balance	Q_{pd} : Term representing bulk porosity change effects
Q_{hyd} : Term representing water consumption due to hydration	ρ_l : Density of liquid [kg/m ³]
ϕ_{tot} : Total porosity	S_{tot} : Degree of saturation of total pores
W_{pow} : Powder weight per unit volume [kg/m ³]	β : Amount of chemical combined water per unit weight of hydrated powder materials [kg/kg]
p_i : Mass ratio of chemical component i of cement	i : C ₃ S, C ₂ S, C ₃ A, C ₄ AF
\bar{Q}_i : Accumulated heat generation of chemical component i [kcal]	$\bar{Q}_{i,\infty}$: Maximum theoretical specific heat of component i [kcal]
w_i : Amount of water consumed by chemical component i due to hydration [mol/mol]	β_d : Amount of dehydrated chemical combined water [kg/kg]
$W_{d,crw}$: Weight loss of crystallized water per unit volume [kg/m ³]	W_{hyd} : Weight of hydrated powder materials [kg/m ³]
$W_{d(AFM)}$: Weight loss of crystallized water of AFm [kg/m ³]	$W_{d(CSH)}$: Weight loss of crystallized water of CSH [kg/m ³]
$W_{d(CH)}$: Weight loss of crystallized water of CH [kg/m ³]	$W_{r(CH)}$: Rehydrated crystallized water of CH after rehydration [kg/m ³]
W_{AFm} : Crystallized water of AFm [kg/m ³]	$T_{max(AFM)}$: Maximum temperature for AFm which experienced in the past ambient history [$\geq 100^\circ\text{C}$]
W_{CSH} : Crystallized water of CSH [kg/m ³]	$T_{max(CSH)}$: Maximum temperature for CSH which experienced in the past ambient history [$\geq 200^\circ\text{C}$]
W_{CH} : Crystallized water of CH [kg/m ³]	$T_{max(CH)}$: Maximum temperature for CH which experienced in the past ambient history [$\geq 400^\circ\text{C}$]
C_{rh} : Rate factor for rehydration	ω_{free} : Amount of free water

Related parameters with upgrade for high temperatures in DuCOM system

Q_H : Heat generation term	\bar{H}_i : Heat generation rate of clinker component i [kcal/kg · s]
γ_i : Effect on hydration of fly ash and organic admixture	β_i : Reduction of probability of contact between unhydrated compounds and free pore water
μ_i : Coefficient representing the effect of mineral composition (C_3S , C_2S) on hydration rate	H_{i,T_0} : Reference heat rate of i -th component at temperature T_0 [kcal/kg · s]
$E_i(\bar{Q}_i)$: Activation energy of component i [kcal · K/kg · s]	T_0 : Referential temperature [K]
V_s : Volume of hydrated products [m^3/m^3]	ϕ_{ch} : Characteristic porosity of gel products [= 0.28]
ρ_p : Density of powder materials [kg/ m^3]	ρ_w : Density of chemically hydrated products [kg/ m^3]
ρ_g : Dry density of gel products [kg/ m^3]	t_w : Thickness of interlayer porosity ($= 2.8 \times 10^{-8}$ [m])
s_l : Specific surface area of interlayer porosity [m^2/kg]	ϕ_{in} : Specific porosity of inner products (= 0.28)
ϕ_{ou} : Porosity at outermost boundary of the expanding cluster	f_{pc} : Weight fraction of Portland cement
f_{sg} : Weight fraction of blast furnace slag	f_{fa} : Weight fraction of fly ash
ζ : Ratio of volume to external surface area of a typical hydrate products [nm]	SA_c : Specific surface area of capillary porosity [m^2/m^3]
δ_m : Cluster thickness	r_{eq} : Equivalent spherical cell radius [m]
r_m : Minimum radius of pores [m]	B_i : Porosity distribution parameter
SA_g : Specific surface area of gel porosity [m^2/m^3]	W_s : Weight of hydrated products [kg/ m^3]
sa_g : Specific surface area of hydrates [m^2/kg]	
f'_c : Compressive strength [Pa]	V_{pore} : Volume of capillary pores above 50nm
B_{cp} : Porosity distribution parameter of capillary pores	E : Elastic module [Pa]
f_t : Tensile strength [Pa]	$f_{y,fire}$: Yield strength of reinforcement more than 100°C [Pa]
f_y : Yield strength of reinforcement at normal temperature [Pa]	T_{steel} : Temperature of reinforcement [K]
$E_{s,fire}$: Elastic module of reinforcement more than 100°C [Pa]	E_s : Elastic module of reinforcement at normal temperature [Pa]
ε_T : Unrestrained strain of concrete due to temperature	α_c : Coefficient of thermal expansion of concrete [K^{-1}]
ΔT : Temperature difference with initial temperature [K]	$\varepsilon_{T,steel}$: Unrestrained strain of reinforcement due to temperature
α_s : Coefficient of thermal expansion of reinforcement [K^{-1}]	
ε_0 : Mean volumetric strain on concrete	ρ_{ag} : Volume fraction of aggregate
ε_{ag} : Mean volumetric strain on aggregate	$\varepsilon_{T,ag}$: Thermal strain on aggregate
α_{ag} : Coefficient of thermal expansion of aggregate [K^{-1}]	ρ_{cp} : Volume fraction of cement paste
ε_{cp} : Mean volumetric strain on cement paste	$\varepsilon_{T,cp}$: Thermal strain on cement paste
α_{cp} : Coefficient of thermal expansion of cement paste [K^{-1}]	σ_0 : Mean volumetric stress of concrete [Pa]
σ_{ag} : Mean volumetric stress of aggregate [Pa]	σ_{cp} : Mean volumetric stress of cement paste [Pa]
K_{ag} : Volumetric stiffness of aggregate [Pa]	$\sigma_{cp}(t)$: Mean volumetric stress of a certain cluster at time t [Pa]
$S_{cp}(t',t)$: Mean volumetric stress acting on a certain cluster [Pa]	$\tau_0(t)$: Deviatoric stress of cement paste at time t [Pa]
$\tau_0(t',t)$: Deviatoric stress acting on a certain cluster [Pa]	t : The current time, t' : The time when this cluster formed
σ'_{cp} : Volumetric stress by cement paste skeleton [Pa]	B_f : Effectiveness to represent the volume fraction
σ_{ly} : Volumetric stress in the cluster [Pa]	E_θ, E_c : Volumetric stiffness of elastic spring [Pa]
ε_θ : Instantaneous elastic strain, ε_c : Visco-elastic strain	C_c, C_g : Viscous coefficient of the dashpot [1/day]
S_{cap} : Degree of saturation of capillary pores	ε_g : Visco-plastic strain, ε_l : plastic strain of each cluster
ε_{glim} : Limit of visco-plastic deformation, $\varepsilon_{g,eq}$: Equivalent plastic strain	E_l : Plastic strain per unit porosity
ϕ_{int} : Porosity of interlayer pores	S_{int} : Degree of saturation of interlayer pores
$E_{e,damage}$: Reduced volumetric stiffness due to dehydration [Pa]	R_{water} : Remaining crystalized water ratio

Note 1 : Calculation of heat capacity and heat conductivity in DuCOM system

$$C_{con} = W_c \sum_i c_i W_i$$

$$C_{agg} = c_{agg} W_{agg}$$

$$C_{wph} = c_{wph} W_{wph}$$

$$C_{ncp} = c_{ncp} W_{ncp}$$

$$C_{hyd} = c_{hyd} W_{hyd}$$

$$C_{wfr} = c_{wfr} W_{wfr}$$

$$C_{uce} = c_{uce} W_{uce}$$

$$W_{hyd} = W_{rce} + W_{rad} + W_{wcr}$$

$$K_H = \sum_i k_i V_i$$

$$K_{agg} = k_{agg} V_{agg}$$

$$K_{wph} = k_{wph} V_{wph}$$

$$K_{ncp} = k_{ncp} V_{ncp}$$

$$K_{hyd} = k_{hyd} V_{hyd}$$

$$K_{wfr} = k_{wfr} V_{wfr}$$

$$K_{uce} = k_{uce} V_{uce}$$

$$V_{hyd} = V_{rce} + V_{rad} + V_{wcr}$$

* $C_{agg}, C_{ncp}, C_{wfr}, C_{wph}, C_{hyd}, C_{uce}$ (considering weight ratio) :
Specific heat of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates and un-hydrated cement

$c_{agg}, c_{ncp}, c_{wfr}, c_{wph}, c_{hyd}, c_{uce}$:

Specific heat of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates and un-hydrated cement

$W_{agg}, W_{ncp}, W_{wfr}, W_{wph}, W_{hyd}, W_{uce}, W_{rce}, W_{rad}, W_{wcr}$:

Weight ratio of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates, un-hydrated cement, reacted cement, reacted admixture and crystalized water

$K_{agg}, K_{ncp}, K_{wfr}, K_{wph}, K_{hyd}, K_{uce}$ (considering volume ratio) :

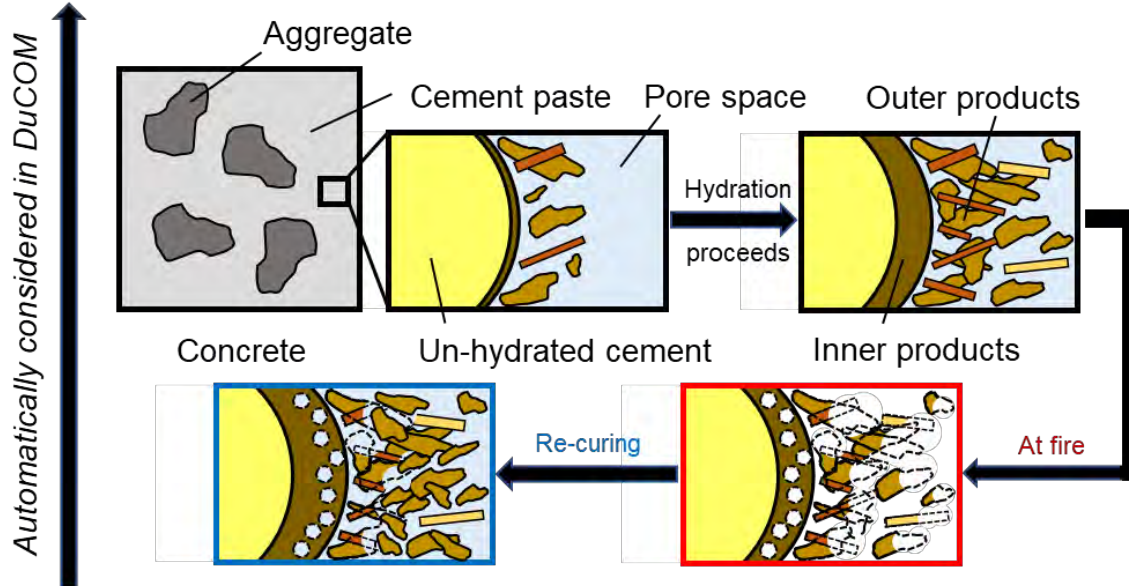
Heat conductivity of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates and un-hydrated cement

$k_{agg}, k_{ncp}, k_{wfr}, k_{wph}, k_{hyd}, k_{uce}$:

Heat conductivity of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates and un-hydrated cement

$V_{agg}, V_{ncp}, V_{wfr}, V_{wph}, V_{hyd}, V_{uce}, V_{rce}, V_{rad}, V_{wcr}$:

Volume ratio of aggregates, non-cementitious powder, free water, physically bound water, hydrates, un-hydrated cement, reacted cement, reacted admixture and crystalized water



Due to hydration	$W_{wfr}, W_{uce}, V_{wfr}, V_{uce}$: decrease (consumption) $W_{hyd}, W_{wcr}, V_{hyd}, V_{wcr}$: increase (hydration) W_{wph}, V_{wph} : increase
Due to fire	$W_{wfr}, W_{wph}, V_{wfr}, V_{wph}$: decrease (evaporation) $W_{hyd}, W_{wcr}, V_{hyd}, V_{wcr}$: decrease (dehydration) W_{uce}, V_{uce} : no-change
Due to re-curing	$W_{wfr}, W_{wph}, V_{wfr}, V_{wph}$: increase (supply) W_{uce}, V_{uce} : decrease (hydration) $W_{hyd}, W_{wcr}, V_{hyd}, V_{wcr}$: increase (rehydration & hydration)

Note 2 : Fire and Re-curing effect to amount of crystalized water

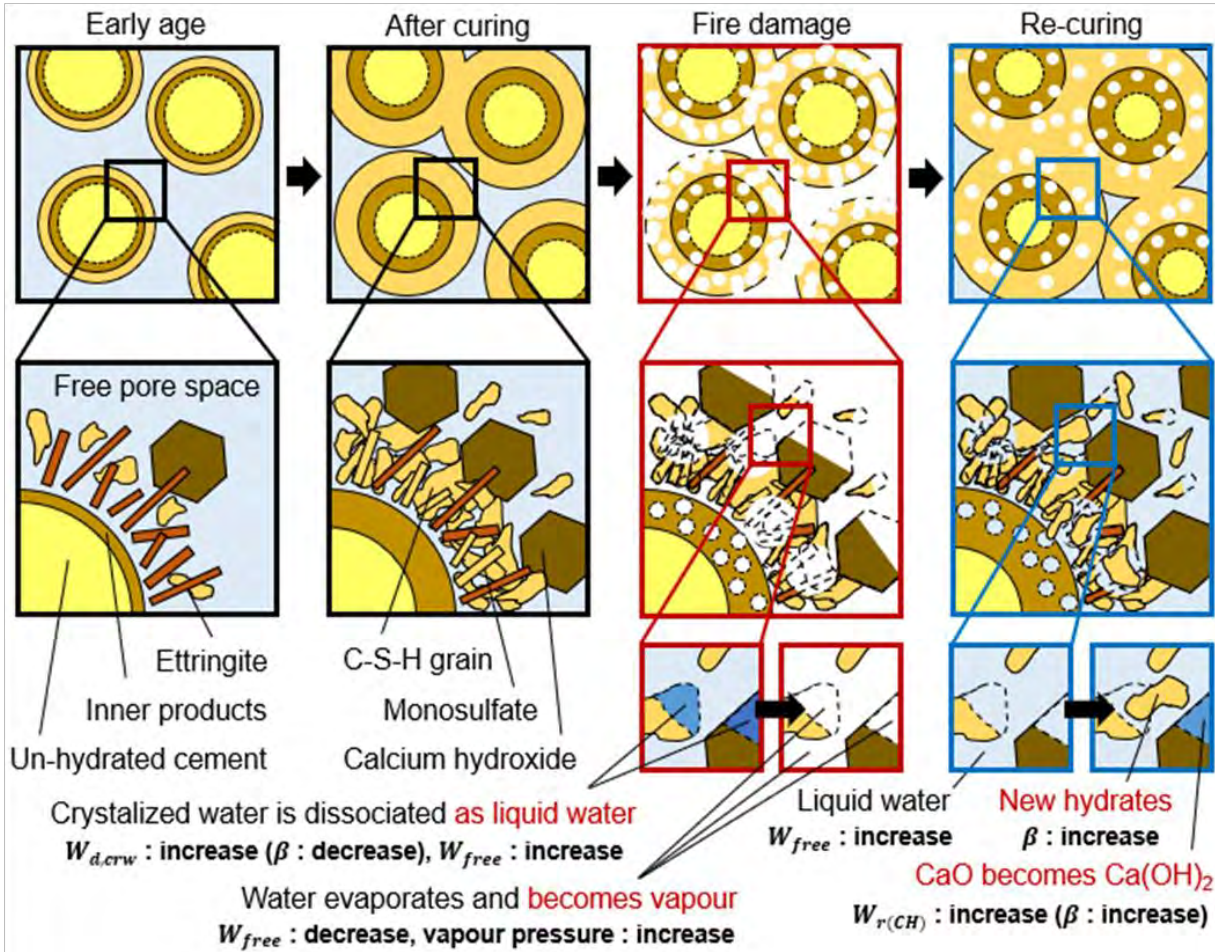
$$V_s = \frac{\alpha W_{pow}}{1 - \phi_{ch}} \left(\frac{1}{\rho_p} + \frac{1}{\rho_w} \frac{\beta}{W_{pow}} \right) \quad \phi_{cp} = 1 - V_s - (1 - \alpha) \frac{W_{pow}}{\rho_p}$$

$$\beta = \sum p_i \frac{\bar{Q}_i}{\bar{Q}_{i,\infty}} w_i - \beta_d \quad \beta_d = \frac{W_{d,crw}}{W_{hyd}} \quad W_{d,crw} = W_{d(AFm)} + W_{d(CSH)} + W_{d(CH)} - W_{r(CH)}$$

$$W_{d(AFm)} = W_{AFm} \left[1 - \left(\frac{100}{T_{max(AFm)}} \right)^{1.5} \right] \quad W_{d(CSH)} = W_{CSH} \left[1 - \left(\frac{200}{T_{max(CSH)}} \right)^{0.6} \right]$$

$$W_{d(CH)} = W_{CH} \left(\frac{T_{max(CH)} - 400}{50} \right) \quad \text{Re-curing} \quad W_{r(CH)} = \int C_{rh} W_{d(CH)} W_{free} dt$$

* V_s : Volume of hydrated products ϕ_{ch} : Characteristic porosity of gel products α : Powder weight per unit volume
 W_{pow} : Powder weight per unit volume ρ_p : Density of powder materials ρ_w : Density of chemically hydrated products
 β : Amount of crystalized water ϕ_{cp} : Capillary porosity p_i : Mass ratio of chemical component i of cement
 i : C_3S, C_2S, C_3A, C_4AF \bar{Q}_i : Accumulated heat generation of chemical component i
 $\bar{Q}_{i,\infty}$: Maximum theoretical specific heat of component i w_i : Amount of water consumed by chemical component i
 β_d : Amount of dehydrated crystalized water $W_{d,crw}$: Weight loss of crystalized water W_{hyd} : Weight of hydrated powder materials
 $W_{d(AFm)}$: Weight loss of crystalized water of AFm $W_{d(CSH)}$: Weight loss of crystalized water of CSH
 $W_{d(CH)}$: Weight loss of crystalized water of CH $W_{r(CH)}$: Rehydrated crystalized water of CH W_{AFm} : Crystallized water of AFm
 $T_{max(AFm)}$: Experienced maximum temperature for AFm [$\geq 100^\circ C$] W_{CSH} : Crystallized water of CSH
 $T_{max(CSH)}$: Experienced maximum temperature for CSH [$\geq 200^\circ C$] W_{CH} : Crystallized water of CH
 $T_{max(CH)}$: Experienced maximum temperature for CH [$\geq 400^\circ C$] C_{rh} : Rate factor for rehydration W_{free} : Amount of free water



謝辞

本論文を審査して頂きました，主査 前川宏一博士（横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院教授），副査 細田暁博士（横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院教授），副査 藤山知加子博士（横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院准教授），副査 菊本統博士（横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院准教授），副査 田村洋博士（横浜国立大学大学院都市イノベーション研究院准教授）に深く感謝の意を表します。

前川先生が 2017 年に横浜国立大学に着任された時，私は博士課程前期 2 年の修論生でありました。その当時から，私の修士研究に対するアドバイスだけでなく，博士課程に進学した後の研究テーマや関連する内容の丁寧なご指導もいただきました。現在までの 3 年半，先生の膨大な知識と経験に基づいた貴重なご指導をいただき，研究テーマと関連する内容に限らず，研究をする者としての哲学等，非常に多くのことを学ばせていただきました。また，博士課程の学生の中に子供を授かった私に対し，出張の道中や懇親の場等の雑談を通して，人生の大先輩としてのアドバイスも多くいただきましたこと，合わせて深く御礼申し上げます。

細田先生には，私が横浜国立大学に入学した 2012 年から，授業をはじめ，少人数ゼミでも熱心なご指導をいただきました。特に研究室に配属された学部 4 年次からは，卒業論文，修士論文共に，指導教員として多くのご指導をいただき，研究者として，自ら足を運んで現場（実物）を見ることの重要性を学ばせていただきました。博士研究においても貴重なご意見をいただき，研究を進める上で多くのヒントをいただきました。先生からは，少人数ゼミをきっかけに，人として，日本人としての生き方について改めて考える機会をいただき，日本や世界の政治についても学ぶ場を用意していただきましたこと，深く感謝致します。

藤山先生には，1 年半の短い期間でしたが，研究内容についての多くの貴重な意見をいただきました。「非常に初歩的な質問で申し訳ありませんが」と，いつも謙遜されながらされる質問の内容は，常に的を射た重要な視点でありました。また，研究室の運営の面では，非常に多くのことを学ばせていただきました。今後，研究室運営に携わることを希望する私にとって，とても貴重な機会でありました。厚く御礼申し上げます。

菊本先生，田村先生には，このような大変な時勢で，通常よりもさらにご多忙の中，快く副査をお引き受けいただき，本研究に対する貴重なご意見を数多く頂きました。改めて感謝の意を表します。

本論文の第 3 章および第 6 章中のセメント水和物の脱水反応モデルとその検証は，石橋奈都美氏（鉄道総合技術研究所）の修士研究と共に開始したものであり，一部は石橋氏の実験結果であります。共に研究を進めながら，多くの議論を重ね，貴重な経験をさせていただきました。ここに，改めて感謝致します。

また，第 5 章中のコンクリートの連続爆裂モデルおよび第 7 章中の漏出現象は，樋口和朗氏の卒業研究，修士研究と共に発展を重ねたものであります。研究室においても非常に多くの議論を重ね，本研究のサポートもしていただきました。深く感謝致します。

研究室のスタッフの皆様，学生の皆様にも多くのサポートをいただきました。特に，秘書の

石井様と諸澤様には、研究活動において非常に多くのご協力をいただきました。厚く感謝の意を表します。

最後に、家族に感謝を申し上げます。両親と妹は、研究者としての人生を選択した私を信じ、背中を押してくれました。博士課程後期進学後も定期的に横浜に訪れ、リラックスした家族の時間を過ごさせていただきました。そして、研究に没頭すると周りが見えなくなり、自分のこともままらなくなる私を温かく見守り、励まし、支えてくれた妻ゆみゑには、感謝してもしきれません。2020年1月には、第一子、大朔も授かり、一層大変な生活となりましたが、私の研究を最優先に考え、サポートしてくれたことに、深く感謝します。また、こんな私を父親として選んで岩間家にきてくれ、毎日、研究に疲れた私を癒してくれた息子、大朔にも感謝します。

2020年9月