

高温環境下での高強度コンクリートの耐爆裂性評価における爆裂発生指標の提案

谷辺 徹¹・小澤 満津雄²・鎌田 亮太³・内田 裕市⁴・六郷 恵哲⁵

¹正会員 太平洋マテリアル株式会社 開発研究所 (〒285-0802 千葉県佐倉市大作2-4-2)

E-mail: toru-tanibe@taiheiyo-m.co.jp

²正会員 群馬大学准教授 理工学研究院 環境創生部門 (〒376-8515 群馬大学桐生市天神町1-5-1)

E-mail: ozawa@ce.gunma-u.ac.jp

³正会員 太平洋マテリアル株式会社 開発研究所 (〒285-0802 千葉県佐倉市大作2-4-2)

E-mail: ryouta-kamata@taiheiyo-m.co.jp

⁴正会員 岐阜大学教授 総合情報メディアセンター (〒501-1193 岐阜県岐阜市柳戸1番1)

E-mail: uchida@gifu-u.ac.jp

⁵正会員 岐阜大学教授 工学部 社会基盤工学科 (〒501-1193 岐阜県岐阜市柳戸1番1)

E-mail: rk@gifu-u.ac.jp

本論文では、高温環境下での高強度コンクリートの耐爆裂性評価における爆裂発生指標を提案した。すなわち、拘束リングにコンクリートを打設した供試体の一面加熱試験を実施した。この試験により、拘束条件下のコンクリートの爆裂規模を評価できた。拘束リングの円周方向ひずみの計測値から、円筒モデルよりコンクリートの拘束応力分布を推定した。その結果、加熱面からの断面深さ方向の温度分布に比例した応力分布が得られた。爆裂発生指標では、引張破壊のひずみ限界値を用いたひずみ破壊指数と爆裂破壊指数を提案した。本論文では、ひずみ破壊指数に着目した。試験で得られた爆裂進行深さの経時変化とひずみ破壊指数で評価した爆裂進行深さを比較した。その結果、爆裂開始時間と爆裂進行過程を評価可能であることがわかった。

Key Words : *spalling, thermal stress, vapor pressure, restrained stress, ring, tensile fracture strain*

1. はじめに

鉄筋コンクリート構造物が火災を受けると、表層部が爆発的に剥離・剥落する爆裂現象が生じる。コンクリートが剥落すると内部鉄筋は露出し、高温により強度が大きく低下する。その結果、構造物の耐荷性能は著しく損なわれ、極めて危険な状態となる。また、鎮火後の構造物の復旧に際しても、費用の増大は避けることができず、社会的な損失は大きなものとなる。この爆裂現象は、高強度なコンクリートほど発生しやすいと言われている¹⁾。これらのことから、火災時における高強度コンクリートの爆裂現象は、重要な研究テーマとなっている。既往の研究により、爆裂現象は、熱応力説²⁾と水蒸気圧説³⁾、そしてその複合作用^{4), 5)}により生じるとされる。図-1⁶⁾にメカニズムの模式図を示す。爆裂現象の抑制方法は、耐火被覆材を設置する方法⁷⁻¹²⁾と水蒸気圧低減効果ならび

に応力緩和効果を期待して合成繊維（ポリプロピレン（PP）繊維）などを混入する方法¹³⁻¹⁷⁾が一般的である。しかし、熱応力説と水蒸気圧説のどちらが支配的か、PP繊維混入による爆裂抑制対策の適用範囲をどの様に判断するのか、などの課題もある。高強度コンクリートの耐火性能照査については、土木学会や日本建築学会からもその必要性が指摘されているが、両学会ともに高温環境下におけるセメント系材料の耐爆裂性評価手法の提案を未だに実施していない。そのため、新しいセメント系材料が開発されても、開発者独自の基準でその材料の耐爆裂性の評価を行う必要があり、セメント系材料の耐爆裂性評価手法の開発が望まれている。

そこで、筆者らは、火災時の高強度コンクリートの耐爆裂性評価手法を提案することを目的として、種々の検討を行ってきた。既報¹⁸⁻²⁰⁾より、拘束リングの内部にコンクリートを打設した供試体を一面加熱する方法により、

拘束状態下でのコンクリートの拘束応力と爆裂性状の関係が評価可能であることを報告している。本論文では、高強度コンクリートの水蒸気圧と拘束応力の複合作用による爆裂発生メカニズムの検討と拘束リング試験方法による耐爆裂性評価における爆裂発生指標の提案を行った。

2. 既往の研究

(1) 爆裂発生メカニズム

図-1の模式図⁹⁾より熱応力説では、コンクリートが加熱される際に、深さ方向に温度勾配が発生する。このため、加熱表面付近のコンクリートの熱膨張が内部の鉄筋や低温部のコンクリートに拘束され、圧縮応力(内部は引張応力)が発生する。この温度変化に起因する熱応力によりコンクリートが圧壊するとされている。

水蒸気圧説では、加熱によりコンクリートの空隙中の水分が水蒸気となる。水蒸気は外部へと逸散、または内部へ移動、凝縮を繰り返すことで、加熱面側から乾燥領域、蒸気領域、湿気領域、湿潤領域が形成され、蒸気領域で水蒸気圧が高まる。この水蒸気によりコンクリートに生じる引張応力が引張強度を超えると、爆裂が生じる。

加えて、熱応力と水蒸気圧の複合作用により爆裂が生じるという説^{3)~5)}もある。すなわち、水蒸気がある領域で繋がり、蒸気溜りが層状に形成する。この層状に形成された蒸気溜りで水蒸気圧が高まり、熱応力との複合力がコンクリートの引張強度を超えることで爆裂が発生するとしている。しかし、その複合作用のメカニズムについては、詳述されていない。

(2) 水蒸気圧の評価手法

水蒸気圧については、その計測結果から定量的に爆裂現象の評価を試みた研究が多数報告^{21)~23)}されている。爆裂現象が臨界状態に達した水蒸気圧の影響によるとする報告^{24), 25)}もある。この水蒸気圧の影響を評価するた

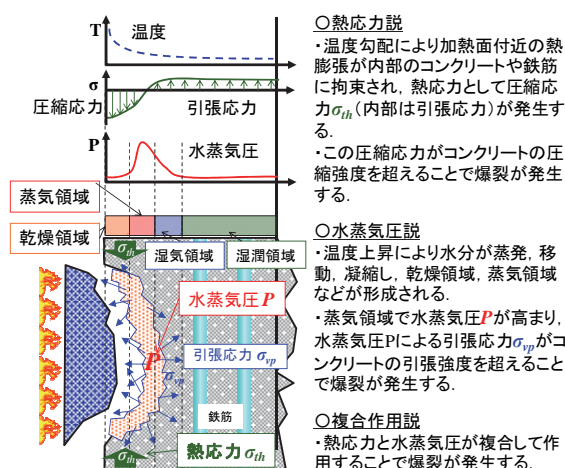


図-1 既往の爆裂メカニズム⁹⁾

めには、その計測方法が重要である。そのため、高温状況下でのコンクリート内部の水蒸気圧の計測方法についても多くの報告がなされている。RILEM Technical Committee 227 HPB は、高強度コンクリートにおける水蒸気圧の計測方法として、コンクリート内部に圧力伝達用パイプを設置する方法や圧力センサーを設置する方法などの5つのタイプ^{26)~29)}を紹介している。

(3) 熱応力の評価手法

熱応力については、解析的検討と実験的検討の事例がある。解析的検討は、Ulmら³⁰⁾が、ユーロトンネルの火災事故を対象として熱応力解析を実施している。実験的検討は、RC部材に荷重を作用させて加熱したもの³¹⁾、RC部材にプレストレスを導入して加熱したもの³²⁾がある。これらの報告では、加熱時にコンクリート内部に生じる熱応力が爆裂に与える影響は大きいとしている。

コンクリートの圧縮供試体を用いて載荷・加熱を行った研究^{33)~35)}もあるが、高温環境下でのコンクリートの力学特性については、未解明な部分が多く残されている。また、Connollyは円柱供試体の1面加熱を実施し、直径方向に生じる応力をロードセルにて計測することを試みている³⁶⁾。しかし、加熱時のコンクリートの熱応力を実測して爆裂現象との関連性を評価した報告例は殆ど無い。このことは、熱応力が爆裂現象に及ぼす影響に関する研究が進んでいないことを示すものである。

3. 耐爆裂性評価手法に関する研究フロー

図-2に耐爆裂性評価手法に関する研究のフローを示す。本研究では、以下の項目の検討を行った。すなわち、(A) 熱間での熱応力と水蒸気圧の計測による拘束リング試験法の検討、(B) 爆裂深さや爆裂進行状況の評価による爆裂損傷度評価方法の検討、そして、(C) 引張りずみ破壊指数を適用した破壊プロセスと爆裂破壊指数による爆裂プロセスに区分けし、それぞれを爆裂現象の必要条件とする爆裂発生メカニズムの検討により、(D) 耐爆裂性評価手法の構築を行った。

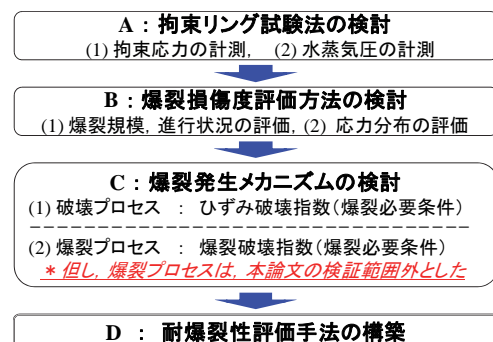


図-2 研究フロー

4. 拘束リング試験法の概要

(1) 熱応力計測方法

図-3 に拘束リング試験法における熱応力計測方法の概要を示す。コンクリートが充填された鋼製拘束リングの側面に自己温度補償型ひずみゲージ（円周方向）と熱電対を設置した。加熱方法は、供試体下面開口部の一面加熱とした。加熱されたコンクリートの熱膨張変形をリングが拘束することで拘束応力が生じる。ここで、リング下面部分を断熱することでリングの熱膨張を最小限とするとともに自己温度補償型ひずみゲージを用いることで熱膨張ひずみをキャンセルした。更には、出力値の温度変化に伴う零点移動も補正データを用いて補正した。本研究では、式(1)に示すとおりコンクリートの膨張圧（ σ_{expand} ）と拘束応力（ $\sigma_{restrain}$ ）は等価とし、熱応力（ $\sigma_{thermal}$ ）と水蒸気圧（ P ）によりコンクリートに負荷される応力（ σ_{vapor} ）の合力と等しいと仮定した。水蒸気圧（ P ）と拘束応力（ $\sigma_{restrain}$ ）をそれぞれ計測することで両因子の爆裂への影響を評価することとした。以後、熱応力と拘束応力は同義とし、拘束応力と表記する。

(2) 円筒モデルに基づく拘束応力の算出

拘束リングがコンクリートを拘束する際に生じる拘束応力は、拘束リング表面のひずみ値から、測定断面の平均拘束応力として、内圧を受ける円筒モデルにより算出可能である。円筒モデルは、式(2)で示される厚肉円筒モデル^{37), 38)}と式(3)で示される薄肉円筒モデル³⁹⁾がある。何れの報告でも、円筒表面に生じるひずみを平面応力状態とし、円周方向ひずみ成分に軸方向ひずみ成分も付加して膨張圧を求めている。

本論文では薄肉円筒モデルを適用し、式(4)を用いて水平断面の平均拘束応力を算出することとした。部分的に捉えれば同一断面内でも、温度、含水率および骨材分布のバラツキにより拘束応力が異なることが推察される。しかし、この平均拘束応力を拘束応力として爆裂への影

響評価に用いることとした。

更には、円筒モデルでは、円筒に生じる内圧は等分布と仮定されている。しかし本試験法では、深さ方向に温度勾配が生じるため、圧力勾配や内部拘束などの挙動が計測結果に影響すると推察される。これは、筆者らが報告⁴⁰⁾している拘束リングの有無が爆裂規模へ及ぼす影響からも確認できる。すなわち、拘束リングが無い場合でも内部拘束の影響により爆裂が発生している。しかし、拘束リングが有る場合の爆裂規模が、無い場合の2倍以上を示すことから、外部拘束の影響が内部拘束より大きいことが推察される（写真-1 参照）。

本研究では、加熱時のコンクリートに生じる拘束応力と水蒸気圧や爆裂現象との関係を簡易的に定量評価する手法の構築を目的としている。そこで、拘束リングから求められる外部拘束応力を用いて、拘束応力が爆裂現象におよぼす影響の評価を試みることにした。なお、深さ方向の温度勾配による拘束応力への影響を緩和するため、拘束リングは2段重ねとした。

$$\sigma_{expand} = \sigma_{restrain} = \sigma_{thermal} + \sigma_{vapor} \quad (1)$$

$$\sigma_{restrain} = \frac{(\varepsilon_{\theta} + \nu_s \cdot \varepsilon_z)}{1 - \nu_s} \cdot E_s \cdot \left(\frac{t}{R} + \frac{t^2}{2R^2} \right) \quad (2)$$

$$\sigma_{restrain} = \frac{(\varepsilon_{\theta} + \nu_s \cdot \varepsilon_z)}{1 - \nu_s} \cdot E_s \cdot \frac{t}{R} \quad (3)$$

$$\sigma_{restrain} = \varepsilon_{\theta} \cdot E_s \cdot \frac{t}{R} \quad (4)$$

ここに、

- σ_{expand} : コンクリートの熱膨張圧(MPa)
- $\sigma_{restrain}$: コンクリートに生じる拘束応力(MPa)
- σ_{vapor} : 水蒸気圧 P によりコンクリートに負荷される応力(MPa)
- $\sigma_{thermal}$: コンクリートに生じる熱応力(MPa)
- ε_{θ} : リング材円周方向ひずみ
- ε_z : リング材軸方向ひずみ
- t : リング材厚み(mm)
- E_s : リング材弾性係数(MPa)
- ν_s : リング材ポアソン比
- R : リング内半径(mm)

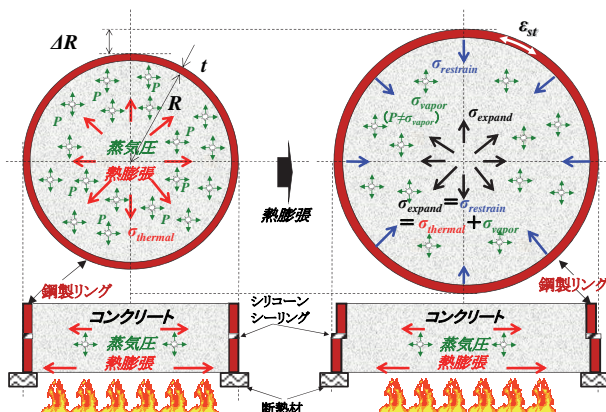


図-3 拘束リング試験法の概要



拘束リング無

拘束リング有

写真-1 加熱後の供試体⁴⁰⁾

5. 爆裂発生メカニズム

本研究において筆者らは、水蒸気圧と拘束応力の複合作用による爆裂発生メカニズムを検討した。すなわち、破壊プロセスと爆裂プロセスに分けて捉えることとした。

(1) 破壊プロセス

a) 拘束応力の影響

丹羽らは、二軸圧縮応力下では自由面に平行 (xy 面) に薄片状の破壊が生じると報告している (図-4)⁴⁾。この破壊は、二軸圧縮応力 (xy 軸) により、面外 (z 軸) 方向に引張ひずみが生じ、この引張ひずみがある限界値を超えたために生じたと思われる。火災時の構造物は、拘束により多軸応力状態となることが推察される。ここで、筆者らが考案した拘束リング試験では、加熱によるコンクリートの熱膨張が拘束リングに拘束されることにより、二軸圧縮応力状態となる。従って、火災時の構造物の応力状態を二軸圧縮応力状態として、拘束リング試験にて評価可能であると考えた。

b) 水蒸気圧の影響

水蒸気圧については、各所で発生した水蒸気圧 (P) がその圧力でコンクリートを破壊させるためには、局所的な水蒸気が連結して前述の層状の蒸気溜りを形成し、水蒸気圧 (P) によりコンクリートに負荷される引張応力 (σ_{vapor}) が引張強度 (f_t) 以上の応力となる必要がある。加熱表面付近で破損断面が微小の場合や昇温速度が緩やかで蒸気溜りが層状となり得る場合は、この様な水蒸気圧の影響で爆裂が発生するケースもあると思われる。しかし、多くの場合はこの様な条件は成立していないと筆者らは推察している。例えば、Kalifa らの報告²⁹⁾では、シリカフュームを添加した圧縮強度 91.9MPa、含水率 2.95%のコンクリートについて、深さ 10mm から 50mm の水蒸気圧を計測しながら加熱試験 (6 時間で 600℃まで加熱) を行った結果を報告している。すなわち、水蒸気圧の最大値は、2MPa から 3.7MPa (最大値は 50mm 深さ、250℃) と高いが、爆裂現象は生じていない。水蒸気圧 (P) により負荷される引張応力 (σ_{vapor}) は、水蒸気圧 (P) と比較して小さいことが推察される。そこで、水蒸気圧 (P) は、破壊プロセスにおいては、式(1)に示すとおり、拘束応力の一部を構成するものと位置付けた。

(2) 爆裂プロセス

拘束応力による引張ひずみ破壊が生じた場合でも、必ずしも爆裂のように破壊片が弾け飛ぶような現象が発生するとは限らない。二軸圧縮による引張ひずみ破壊のみが爆裂発生原因とすると、引張ひずみ破壊時に必ず爆裂が発生することになる。これは、破壊しやすい低強度なコンクリートの方が、爆裂しやすいことになり、一般的

な認識と異なってしまう。そこで、我々は爆裂現象が発生するには、前述の破壊プロセスで引張ひずみが限界値を超えてひずみ破壊に至る際に、爆裂プロセスとして破壊片を面外へ弾き飛ばすためのもう一つの必要条件が存在すると考えた。このもうひとつの必要条件は、今後の検証課題と位置づけるが、水蒸気圧や拘束応力が影響していると推察している。

ここで、破壊プロセスと爆裂プロセスを考慮した爆裂発生メカニズムのイメージを蓄積した水蒸気圧により破壊片が弾け飛ぶ破壊条件として、図-5 に示す。コンクリートには温度上昇に伴う水分の蒸発と熱膨張の拘束が生じる。図-5 では、この 2 つの現象を別々に捉えたメカニズムを示した。水蒸気圧 (P) の上昇により引張応力 (σ_{vapor}) が発生するが、その値は水蒸気圧 (P) より小さく、引張強度 (f_t) を超える場合は少ない。拘束応力 ($\sigma_{x,y}$) による引張ひずみ (ϵ_x) が破壊ひずみ (ϵ_{ef}) を超えると微細ひび割れが発生し、破壊に至る。この引張ひずみ破壊条件と水蒸気圧の蓄積条件の両方を満たす場合に爆裂が発生するメカニズムである。

6. 爆裂発生指標の提案

(1) 爆裂発生指標

図-6 に本論文提案の爆裂発生指標の概略を示す。また、図-5 の爆裂発生メカニズムより、爆裂の発生を評価するための指標を定義した。すなわち、ひずみ破壊指数 (I_{ef}) と爆裂破壊指数である。ひずみ破壊指数が限界値 ($I_{ef,lim}$) を超え、かつ爆裂破壊指数も限界値を超えた場合に爆裂が発生するとした。本爆裂発生指標は、ひずみ破壊指数が限界値 ($I_{ef,lim}$) を超えたとしても、低強度であることや PP 繊維などの添加効果により水蒸気圧が抑制され、爆裂破壊指数が限界値を超えなければ爆裂が発生しないことになる。更には、爆裂破壊指数が限界値を超えても、ひずみ破壊指数が限界値を超えなければ爆裂が発生しないことになる。これにより、本指標は PP 繊維を添加した際の効果を表現できるものとなっている。しかし、本論文では、PP 繊維添加などの爆裂抑止対策が評価可能な爆裂破壊指数は除き、ひずみ破壊指数のみ対象として検証することとした。

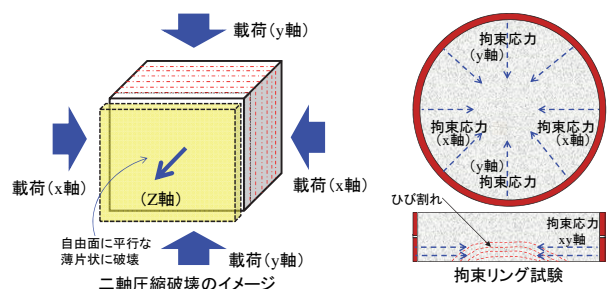


図-4 破壊プロセスのイメージ

(2) ひずみ破壊指数

コンクリートには、加熱による温度上昇により熱膨張変形と水分の蒸発が生じる。深さ方向の温度勾配により加熱面側の熱膨張変形は、内部のコンクリートに拘束され、拘束応力 ($\sigma_{x,y}$: 圧縮応力) が発生する。この際、この圧縮応力に応じて面外方向に引張ひずみ (ε_z) も発生する。この引張ひずみ (ε_z) は、式(5)、式(6)により求めることができる。加熱に伴う拘束応力 ($\sigma_{x,y}$) の増加により、面外引張ひずみ (ε_z) が引張破壊ひずみ (ε_{t-f}) を超えると破壊が生じると仮定した。すなわち、式(7)に示すひずみ破壊指数 ($I_{\varepsilon-f}$) が限界値 ($I_{\varepsilon-lim}$) を超えることがひずみ破壊の条件とした。

(3) 爆裂破壊指数

ひずみ破壊する破壊片が面外へ弾け飛ぶ (爆裂する) か否かを評価するための指標を爆裂破壊指数とした。すなわち、爆裂現象の発生には、ひずみ破壊指数が限界値を超えるとともに、爆裂破壊指数もひずみ破壊する破壊片を面外へ弾け飛ばすための条件を満たしている必要があると考えた。

しかし、爆裂破壊指数の検証は今後の課題と位置付け、本論文では破壊プロセスに焦点を当て、ひずみ破壊指数についての実験的に検証を行うこととした。

$$\varepsilon_{x,y} = \sigma_{x,y} / E_c \quad (5)$$

$$\varepsilon_z = 2\varepsilon_{x,y} \cdot \nu_c \quad (6)$$

$$I_{\varepsilon-f} = \varepsilon_z / \varepsilon_{t-f} \quad (7)$$

$$I_{\varepsilon-lim} = \varepsilon_z / \varepsilon_{t-f} = 1 \quad (8)$$

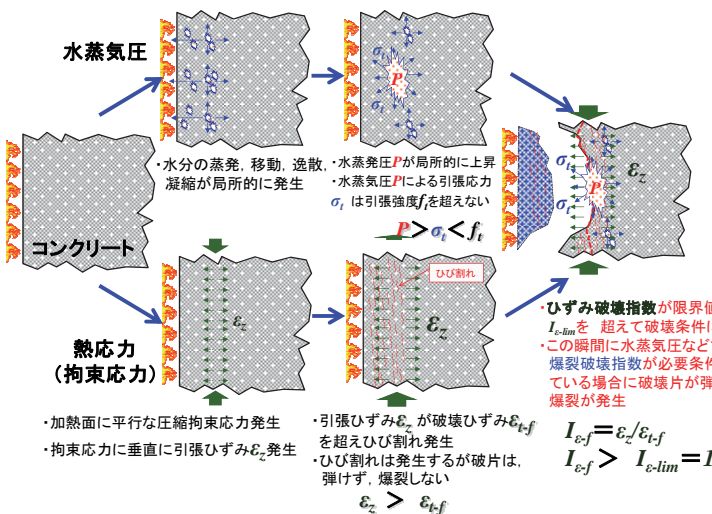


図5 爆裂発生メカニズムのイメージ図

ここに、

σ_{xy} : 面内直応力 (圧縮) (MPa)

ε_{xy} : 面内直ひずみ (圧縮)

ε_z : 面外直ひずみ (引張)

ε_{t-f} : 引張破壊ひずみ

E_c : 弾性係数 (MPa)

ν_c : ポアソン比

$I_{\varepsilon-f}$: ひずみ破壊指数

$I_{\varepsilon-lim}$: ひずみ破壊限界値

7. 爆裂発生指標に関する検証試験の概要

(1) 供試体

図-7 に本試験に用いた拘束リング供試体の概要を示す。鋼製リングに高強度コンクリートを充填して供試体とした。鋼製リング (外径 300×高さ 50×厚さ 8mm) を 2 段重ねにして拘束リング (外径 300×高さ 100×厚さ 8mm) とした。拘束リング内部に水蒸気圧計測用のステンレスパイプ (外径 5mm, 内径 2mm) を 2 箇所設置した。温度計測用の熱電対を 6 箇所に設置した。供試体は、同条件の 2 体 (NO.1, NO.2) を作製し、繰り返し数を 2 とした。

表-1, 2 に充填したコンクリートの示方配合と使用材料を示す。また、表-3 に加熱試験時 (材齢約 2 ヶ月) のコンクリートの強度特性および含水率を示す。強度試験には $\phi 100 \times 200\text{mm}$ の円柱供試体、含水率試験には $\phi 50 \times 100\text{mm}$ の円柱供試体を用いた。なお、含水率は、JIS A 1476 の建築材料の含水率測定方法に準じて測定した。強度試験および含水率試験用供試体は、鋼製型枠に充填した状態で、リング供試体と同様に、試験に供するまで 20°C の湿布養生とした。

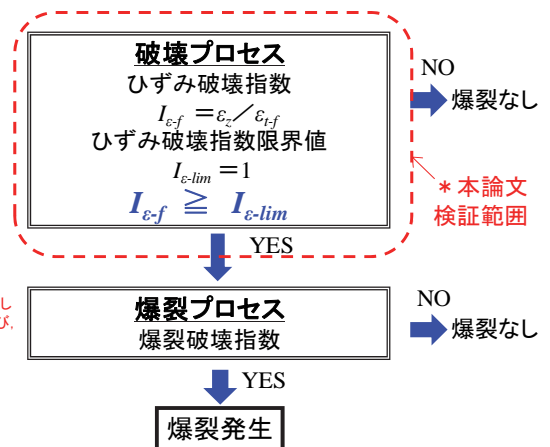


図6 爆裂発生指標

(2) 加熱試験

a) 試験炉

写真-2に加熱試験を実施した高性能水平炉（加熱面積900mm角，ガス炉）の外観を示す。本水平炉は，建築分野で適用されているISO834加熱曲線，そして，土木トンネル分野で適用されているドイツ規格のRABT加熱曲線とオランダ規格のRWS加熱曲線にて試験実施可能な試験炉である。

b) 加熱曲線

加熱速度が速いほど爆裂現象は発生しやすいことが知られている。そこで，本試験では，加熱速度が速いRABT加熱曲線を用いることとした。図-8にドイツ規格のRABT加熱曲線⁴²⁾を示す。図より，5分間で1200℃まで昇温し，1200℃の保持時間は25分とした。RABT加熱曲線は土木分野のトンネル構造物の耐火性能評価における想定火災曲線として，数多く適用されている。

c) 供試体設置

図-7に供試体設置のイメージ図を示す。供試体は断熱加工した鋼製治具の開口部にセットした。鋼製治具を試験炉に設置して，1供試体づつ加熱試験を実施した。

(3) 評価項目

a) 供試体温度

図-7に熱電対の設置位置を示す。供試体の各部温度の計測には，クラス2のガラス被覆K型熱電対を用いた。コンクリート内部の計測位置は，中央部の加熱面から5, 10, 20, 30, 40, 50mmとした。拘束リングの計測位置は，加熱面から25, 75mmとし，リング外周側面の中央とした。拘束リングには，熱電対の先端を表面にかしめて固定した。

b) 爆裂現象

コンクリートの爆裂現象（開始時間，継続時間，終了時間）の観察を以下の方法で行った。すなわち，試験炉の観察用窓から飛散物を目視にて観察した。また，コンクリート内部の熱電対の計測値より，温度が計測不能となる時間や急激な温度変化を示す時間より，爆裂深さを推定した。さらに，コンクリートの爆裂規模を評価するため，加熱試験後に供試体の加熱表面からの欠損深さ（爆裂深さ）を20mm間隔で計測した。爆裂深さの計測結果から最大，平均爆裂深さおよび爆裂深さ分布を求めた。そして，計測した爆裂深さから爆裂容積を算出し，

表-1 コンクリート示方配合

W/C	単位量(kg/m ³)					
	水	セメント	細骨材	粗骨材 1	粗骨材 2	高性能減水剤
0.3	132	440	814	524	524	8.8

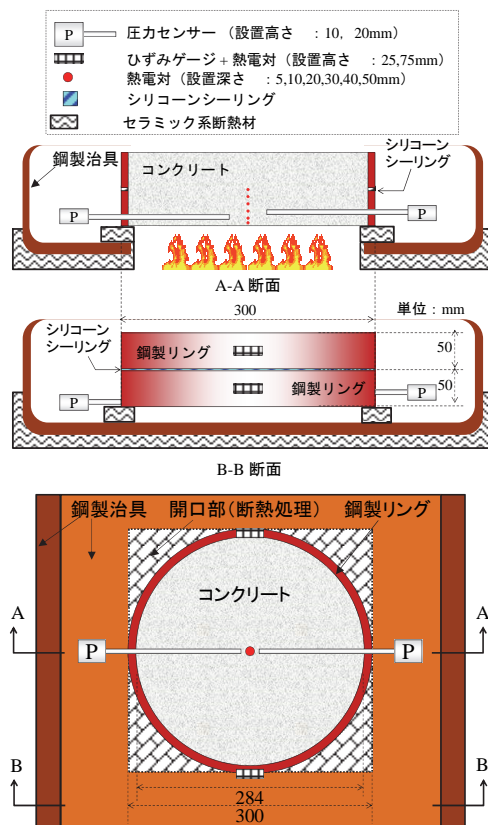


図-7 供試体概要および設置状況

表-2 使用材料

セメント	早強ポルトランドセメント(密度 3.15g/cm ³)
細骨材	長良川水系(吸水率:1.64%, 絶乾密度:2.60g/cm ³)
粗骨材 1	木曽川水系(吸水率:1.42%, 絶乾密度:2.58g/cm ³)
粗骨材 2	木曽川水系(吸水率:1.34%, 絶乾密度:2.52g/cm ³)
高性能減水剤	ポリカルボン酸系

表-3 コンクリートの強度特性および含水率

圧縮強度 (MPa)	静弾性係数 (GPa)	引張強度 (MPa)	含水率 (%)
90	42	5.5	3.1

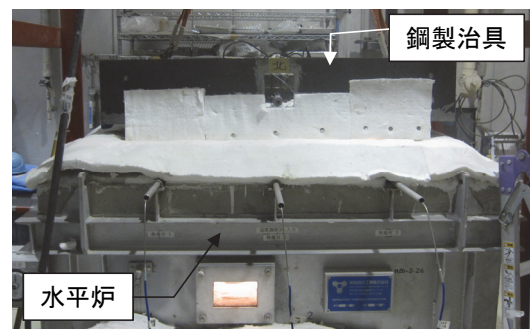


写真-2 試験炉

供試体容積で除した爆裂容積比を求めた。

c) 水蒸気圧

コンクリート内部に設置したステンレスパイプに油圧ジャッキ用オイルを充填した後、圧力センサー（許容値：10MPa）を接続して計測を行った。爆裂発生初期の表層部分の圧力状態を把握するため、計測位置は加熱面から10mmと20mm位置の2箇所とした。

d) 拘束リングのひずみ

拘束リング外周面に自己温度補償型ひずみゲージ（耐熱温度：80℃）を設置し、拘束リングの円周方向ひずみを計測した。計測位置は図-7に示すとおり、加熱面から25,75mmの上段、下段リングのそれぞれの中心位置とした。ひずみ計測結果より、式(4)を用いてコンクリートに生じる拘束応力を算出した。

8. 温度計測結果と考察

(1) 炉内温度

図-8, 9に炉内温度計測結果を示す。NO.1とNO.2供試体ともに炉内温度はRABT30加熱曲線をほぼ再現していることがわかる。

(2) コンクリート温度

図-10, 11にNO.1とNO.2供試体それぞれのコンクリ

ート内部温度の計測結果を示す。両供試体ともにコンクリート温度は爆裂現象の影響を受けて深さ方向に徐々に計測不能となった。その際の温度領域は、NO.1とNO.2それぞれ、200℃～310℃と140℃～340℃の領域であった。この温度領域へは、拘束応力と水蒸気圧の発生状況や爆裂毎の剥離深さなどが影響すると推察される。従って、本試験で爆裂現象が発生した温度領域は、双方を合わせた140℃～340℃の領域であると考えられる。なお、この計測不能となった熱電対の位置と経過時間から目視観察結果と合わせて爆裂深さの経時変化の関係を推察した。結果は後述する。

(3) 拘束リング温度

図-12, 13に拘束リング温度の計測結果を示す。併せて、拘束リングに貼付けたひずみゲージの耐熱温度（80℃）も示す。下段の拘束リング中央部の温度は、NO.1とNO.2それぞれ10分で80℃と7.5分で80℃であった。上段の拘束リングの中央部の温度はNO.1とNO.2それぞれ10分で25℃と45℃であった。以上より、爆裂発生時間内で拘束リングの温度は、ほぼ80℃以下であり、ひずみゲージの温度補償内にあることがわかった。これより、拘束応力算出に用いるリングひずみ計測値は、経過時間8～10分程度までは信頼できると判断した。

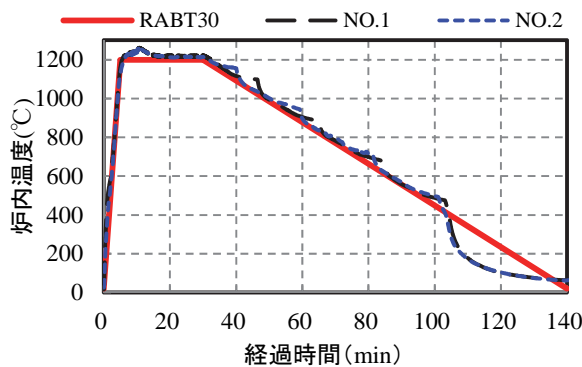


図-8 RABT加熱曲線および炉内温度1

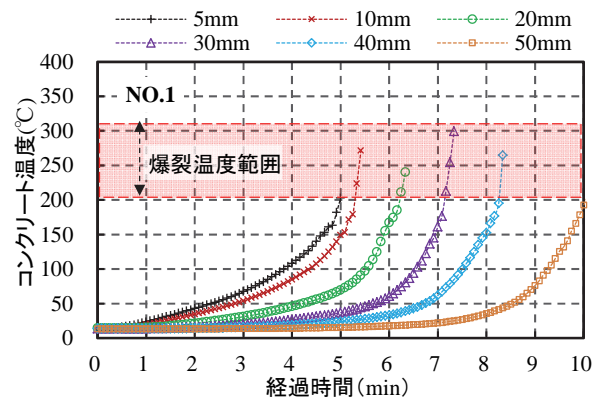


図-10 コンクリート温度 (NO.1)

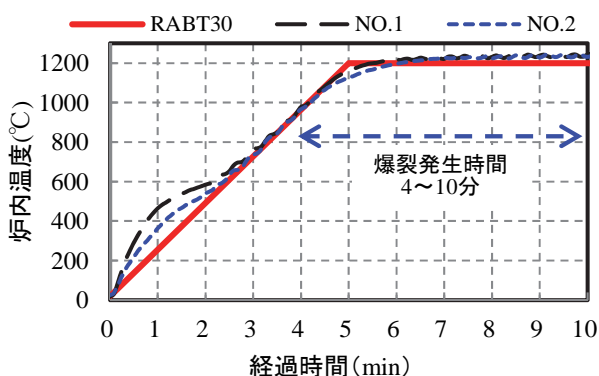


図-9 RABT加熱曲線および炉内温度2

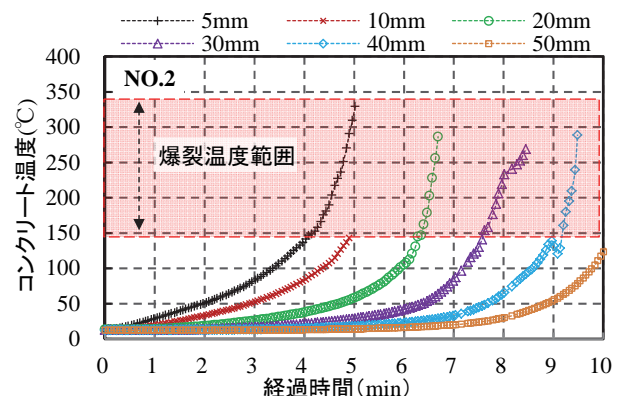


図-11 コンクリート温度 (NO.2)

9. 爆裂現象観察結果と考察

(1) 爆裂現象観察

表-4に観察結果とコンクリート温度計測値の変化量から総合的に判断した爆裂現象開始時間および終了時間を示す。両供試体とも経過時間4分弱から爆裂現象が開始し、10分までの6分間程度、爆裂現象が継続した。

(2) 爆裂規模

表-4に爆裂規模の計測結果を示す。図-14, 15に爆裂深さ分布を示す。写真-4に加熱冷却後に供試体を切断した断面写真の一例を示す。爆裂規模を評価した結果、供試体厚み 100mm に対して、最大爆裂深さが 61 と 70mm となり、全厚の約 6, 7 割の断面欠損が生じた。爆裂容積比は 20%となった。爆裂深さ分布および供試体断面写真から、供試体中央部ほど爆裂深さが大きくなる傾向が認められた。これより、同一断面内では、円筒モデルにより算出した(平均)拘束応力より中央部の拘束応力が大きくなっていると推察される。また、すり鉢

状に欠損した断面部分に、すり鉢の円周に沿ったひび割れが確認され、剥ぎとられるように爆裂現象が進行したことが推察された。なお、爆裂発生時間、爆裂深さ分布などの爆裂規模において、2 供試体は同様な傾向を示した。本拘束リング試験の再現性が確認できた。

(3) 爆裂深さと経過時間の関係

コンクリート内部の各熱電対が計測不能もしくは急激な温度上昇を示した時間をその深さの爆裂発生時間とした。爆裂時間とあわせて、爆裂深さと経過時間の関係を求めた。図-16に爆裂深さと経過時間の関係を示す。図より、NO.1 と NO.2 の爆裂進行は、10mm/分程度で徐々に深くなる同様な傾向を示すことが確認できた。

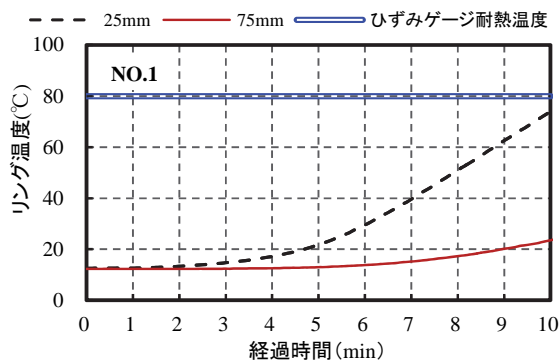


図-12 拘束リング温度 (NO.1)

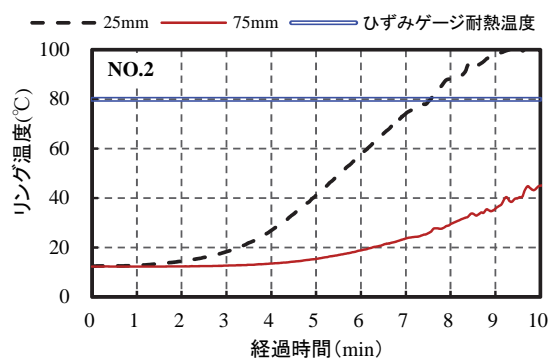


図-13 拘束リング温度 (NO.2)

表-4 爆裂規模計測結果

NO.	爆裂時間(min)			爆裂深さ(mm)		爆裂容積比(%)
	開始	終了	継続	最大	平均	
NO.1	3.8	10.0	6.2	70.0	17.7	20.1
NO.2	3.8	10.2	6.4	61.0	17.6	19.8
平均	3.8	10.1	6.3	65.5	17.6	19.9

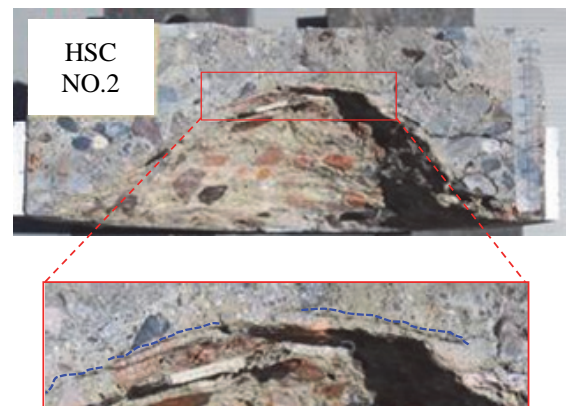


写真-3 供試体断面写真(NO.2)

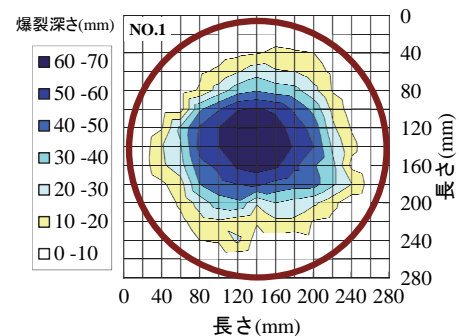


図-14 爆裂深さ分布 (NO.1)

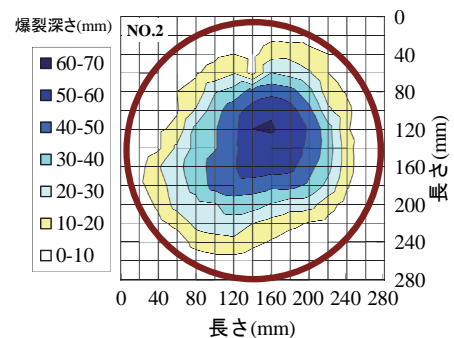


図-15 爆裂深さ分布 (NO.2)

10. 水蒸気圧の計測結果と考察

(1) 水蒸気圧と経過時間の関係

図-17 に水蒸気圧計測結果の一例 (NO.2) を示す。加熱に伴う供試体内部の温度上昇により、10mm 位置の水蒸気圧は爆裂開始直前の 3.5 分から上昇した。加熱面から 20mm 位置の水蒸気圧は 10mm 位置より 2 分遅れて圧力が上昇した。爆裂開始時 (4 分) で水蒸気圧は、10mm 位置で 0.05MPa 程度となった。最大圧力は 20mm 位置で 0.3MPa を示した。なお、NO.1 供試体は有意義な結果が得られなかった。しかし、温度や爆裂規模などの他の計測結果が NO.2 と同様な結果となっていることから、水蒸気圧も同様な状態であったと推察している。

(2) 水蒸気圧と飽和蒸気圧の関係

図-18 に水蒸気圧とコンクリート温度との関係を飽和水蒸気曲線 (以下、SVP) とともに示す。加熱面から 10mm と 20mm それぞれの水蒸気圧は爆裂が開始する時間まで SVP とよく整合していることがわかる。これは、加熱初期において空隙内の自由水が飽和状態となって水蒸気圧が上昇したと考えられる。加熱の継続とともにコンクリートは熱劣化によるマイクロクラックが発生する。さらに、コンクリートが爆裂を生じ始めると水蒸気が加熱面側から放出されるため、圧力が低下したと考えられる。Kalifa らも水蒸気圧について、飽和水蒸気圧曲線や気体の状態方程式の観点から整理した結果を報告²³⁾し、その関連性に着目している。

(3) 水蒸気圧と引張応力の関係

本報では、水蒸気圧 (P) によりコンクリート断面に負荷される応力 (σ_{vapor}) を、2 つに分類している。すなわち、圧力が拘束リングによって拘束される x, y 方向の圧縮応力と自由面方向である z 方向の引張応力である。

ここで計測されている水蒸気圧 (P) は、途中まで SVP とよく整合することから、空隙中で発生している水蒸気の圧力であると考えられる。空隙がコンクリート内部に均一に分布して圧力 (P) が負荷されるとしても、コンクリート断面に負荷される引張応力 (σ_{vapor}) は、断面に存在する空隙の比率に依存するので、水蒸気圧 (P) とは異なるものとして扱う必要があると考えられる。森田・西田の報告⁴³⁾でも、含水率と空気量の和を空隙率としてモデル化し、空隙中の水蒸気圧 (P) からコンクリートに生じる引張応力 (σ_{vapor}) を算出している。そして、この引張応力 (σ_{vapor}) とコンクリートの引張強度との比 ($\sigma_{\text{vapor}}/f_t$) を爆裂指標として、爆裂深さと相関が得られるとしている。しかし、その値は、0.1~0.2 程度と引張応力 (σ_{vapor}) は、引張強度 (f_t) に対してかなり小さい値と報告されている。

(4) 水蒸気圧の影響

ここで、爆裂発生時の水蒸気圧計測結果は、0.05MPa 程度と小さく、コンクリートに負荷されている引張応力 (σ_{vapor}) は、更に小さい値と推察される。従って、水蒸気圧 (P) は図-6 に示すひずみ破壊指数に影響を及ぼす主要因ではなく、破壊片を弾け飛ばす爆裂破壊指数に影響を及ぼす主要因であると考えた。

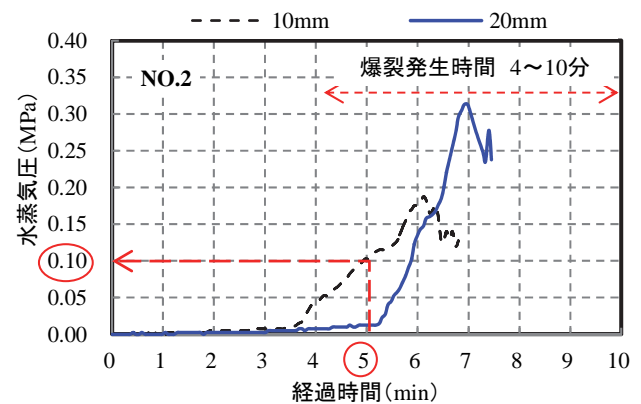


図-17 水蒸気圧計測結果

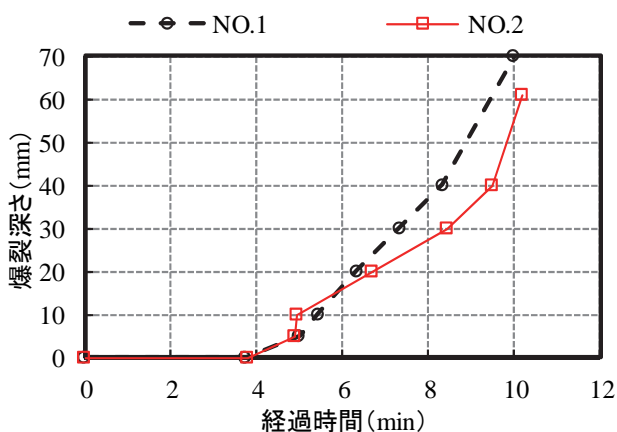


図-16 爆裂深さと経過時間の関係

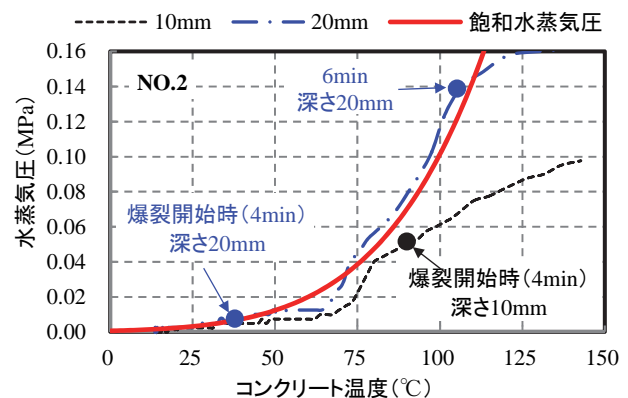


図-18 水蒸気圧とコンクリート温度の関係

11. 拘束応力の算出結果と考察

(1) 拘束応力の算出

図-19 に、拘束リングのひずみ計測結果から式(4)を用いて算出した拘束応力と経過時間の関係を示す。なお、ひずみデータは、メーカー添付の温度変化に伴う零点移動の温度補正データを用いて補正を行った。その結果、25mm 位置では爆裂現象が開始する 4 分～5 分程度までは、2～3MPa 程度の値を示した。また、爆裂開始直前の経過時間 3 分程度から拘束応力が急上昇していることが確認された。75mm 位置では、爆裂開始頃から緩やかに拘束応力が上昇するが、爆裂が終了する経過時間 10 分でも 1MPa 程度と小さい値であった。

なお、水蒸気圧と拘束応力を爆裂現象が発生している 5 分時点で比較すると、拘束応力が深さ 25mm 位置で 3MPa を示しているのに対し、水蒸気圧は深さ 10mm 位置で 0.1MPa であり、水蒸気圧は拘束応力に対して十分に小さいことが分った。

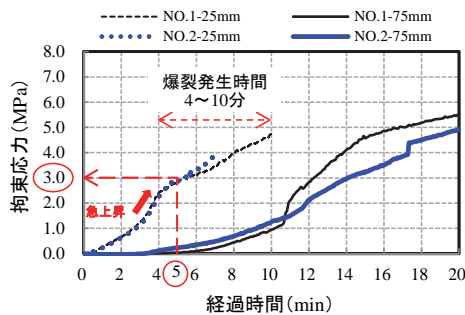


図-19 拘束応力計測結果

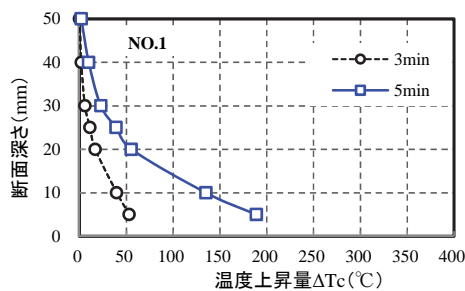


図-20 温度上昇量と断面深さ (NO.1)

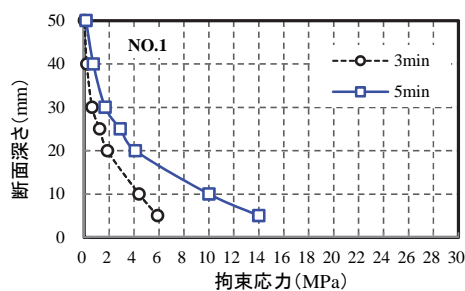


図-21 拘束応力分布と断面深さ (NO.1)

(2) 断面内の拘束応力分布の推定

ここでは、爆裂発生前後の断面内の拘束応力分布の推定を試みた。拘束応力はコンクリート内部温度の上昇量 (ΔT_c) に比例すると仮定した。拘束リングひずみから得られた加熱面から 25mm 位置の拘束応力を基準として、断面深さ方向の温度上昇量分布から経過時間 3 分と 5 分時の拘束応力分布を式(9)を用いて推定した。温度上昇量分布および応力分布の推定結果を図-20～23 に示す。加熱から 3 分経過後における 25mm 位置の拘束応力は、約 2MPa であった。この値をもとに、5mm 位置における拘束応力を推定すると NO.1 と NO.2 それぞれ 6MPa および 10MPa となった。加熱から 5 分経過後の 5mm 位置における拘束応力は、NO.1 と NO.2 それぞれで 14MPa および 30MPa となった。以上より、加熱表面付近はさらに大きな拘束応力が生じていることが推察できる。

$$\sigma_{x,y}(z) = \sigma_{x,y-25} \cdot \frac{\Delta T_c(z)}{\Delta T_{c-25}} \quad (9)$$

ここに、

$\sigma_{x,y}(z)$: 加熱面から深さ z mm の拘束応力(MPa)

$\sigma_{x,y-25}$: 加熱面から深さ 25 mm の拘束応力(MPa)

$\Delta T_c(z)$: 加熱面から深さ z mm の温度上昇量(°C)

ΔT_{c-25} : 加熱面から深さ 25 mm の温度上昇量(°C)

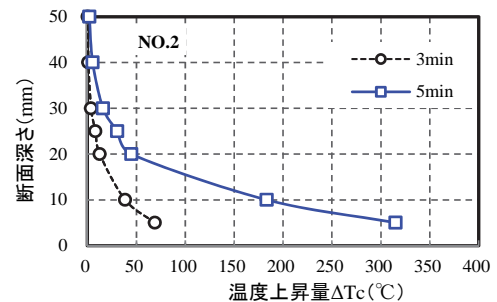


図-22 温度上昇量と断面深さ (NO.2)

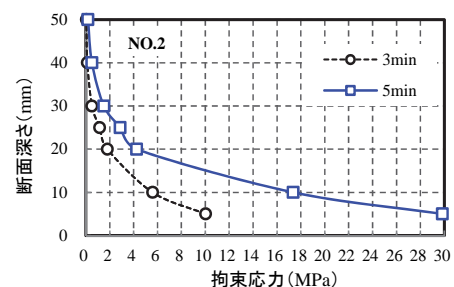


図-23 拘束応力分布と断面深さ (NO.2)

12. ひずみ破壊指数の適用性の検証

前述の水蒸気圧と拘束応力の複合作用による爆裂メカニズムの仮説を本実験結果を適用して検証を行った。

(1) ひずみ破壊指数の検証条件

実験結果から推定した各断面深さの水平方向拘束応力 ($\sigma_{x,y}$) から式(5)~(7)に従って、ひずみ破壊指数 (I_{ep}) を求めた。また、式(8)に示す通りひずみ破壊指数が1となる場合をひずみ破壊指数の限界値 ($I_{ep,lim}$) とし、破壊が発生する基準値とした。

本検証には、コンクリートの力学特性の温度依存性を以下のように考慮した。弾性係数残存比と温度の関係は、日本建築学会の提案値 (図-24) ⁴⁴⁾を用いた。ポアソン比 (ν) の温度依存性は、道越ら ³³⁾のデータを用いた。すなわち、水結合材比が30%で、加熱温度200℃と400℃のそれぞれについて、ポアソン比 (ν) が0.14と0.30であることから、0.15, 0.20, 0.25, 0.30の4水準を適用した。引張破壊ひずみ (ϵ_{cf}) も道越らのデータより、高温時の圧縮応力とひずみ関係から弾性範囲の最大値を適用した。すなわち、載荷軸直角方向のひずみより、引張ひずみが200℃と400℃でそれぞれ200 μ , 500 μ 程度と読み取れることから200 μ , 300 μ , 400 μ , 500 μ の4水準を適用した。図-10, 11に示すとおり、本実験の爆裂発生温度が140℃から350℃の領域であることから、200℃と400℃のデータを引用することとした。加熱に伴い、拘束応力に起因するコンクリートの深さ方向の引張ひずみがひずみ破壊基準に達した時、爆裂が生じると仮定した。

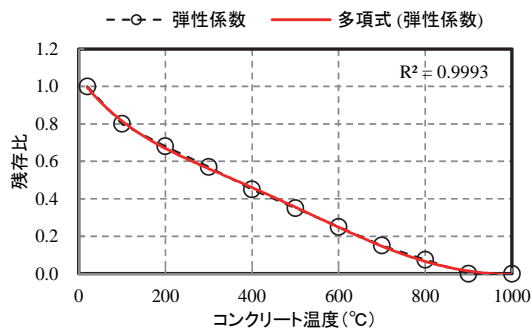


図-24 弾性係数残存比のモデル

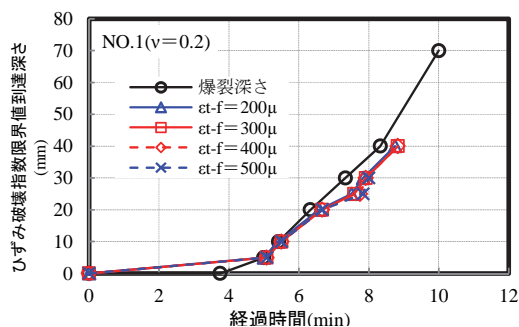


図-25 爆裂深さとひずみ破壊指数限界値到達深さ1 (NO.1)

(2) ひずみ破壊指数検証結果

図-25~28に、爆裂進行深さ(実験値)とひずみ破壊指数限界値を適用した際の爆裂深さ(推定値)の経時変化を示す。ポアソン比と引張破壊ひずみをパラメータとした。図より、ひずみ破壊指数と経過時間の関係から推定した爆裂深さの進行過程は、NO.1 供試体、NO.2 供試体ともに、実験値を深さ40mmと20mmまで精度よく推定できている。これより、提案したひずみ破壊指数を適用することで爆裂深さの進行過程を評価できる可能性があると考えられる。しかし、NO.2 供試体で破壊ひずみを500 μ とした場合には、深さ5mm, 10mmにおいてひずみ破壊指数が限界値を超えず、加熱表面付近の爆裂の進行を捉えられていない。従って、破壊ひずみとポアソン比を適切に設定する必要があると考える。今回の結果の範囲では、破壊ひずみが200~400 μ , ポアソン比が0.15~0.30の範囲が望ましいことが分かった。しかし、より深い位置は、爆裂による断面欠損の影響で拘束リングの応力負担が加熱面側への分散により低減されるため、ひずみ破壊指数が限界値に達しておらず、実際の爆裂深さを捉えられていないことも分かった。また、破壊ひずみとポアソン比を変化させても、ひずみ破壊指数が限界値に達する時間にあまり変化が認められていない。これは、爆裂継続期間である4分~10分の間では、計測される拘束応力が急激に増大するため、ひずみ破壊指数も急激に増大し、ひずみ破壊指数が限界値に達する時間に大きな差が生じないためと推察される。

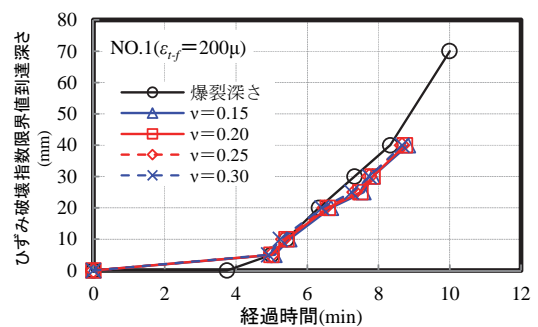


図-26 爆裂深さとひずみ破壊指数限界値到達深さ2 (NO.1)

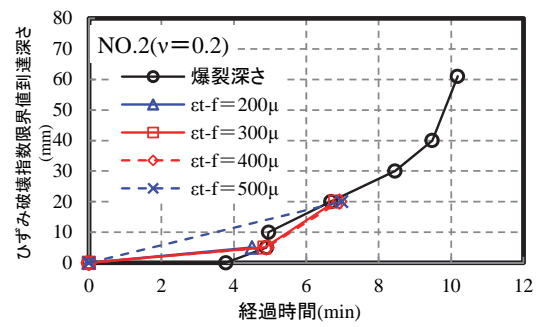


図-27 爆裂深さとひずみ破壊指数限界値到達深さ3 (NO.2)

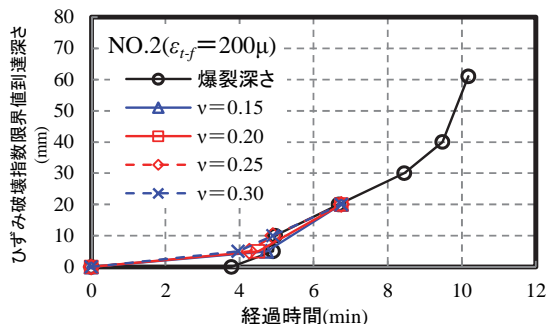


図-28 爆裂深さとひずみ破壊指数限界値到達深さ 4 (NO.2)

13. 結論

- (1) 拘束リング試験法によるコンクリートの耐爆裂評価手法の提案を行った。その結果、拘束条件下のコンクリートの爆裂規模を評価できた。加えて、拘束リングの円周方向ひずみの計測値から、円筒モデルよりコンクリートの拘束応力分布を推定した。その結果、加熱面からの断面深さ方向の温度分布に比例した応力分布が得られた。
- (2) コンクリートの爆裂メカニズムは熱応力と水蒸気圧の複合作用により生じると仮定し、引張ひずみ破壊プロセスと爆裂プロセスを新たに提案した。すなわち、1)ひずみ破壊プロセスは、コンクリートが高温加熱され拘束応力が生じ、拘束応力の作用方向と垂直方向に生じる引張ひずみが限界値に達した時、引張ひずみ破壊が生じるとした。2)爆裂プロセスは、引張ひずみ破壊により生じた破壊面に水蒸気圧などが作用し、コンクリート片を面外へ弾け飛ばすような圧力条件が満たされる際に爆裂が発生するとした。
- (3) 提案した爆裂メカニズムに基づき、ひずみ破壊指数 ($I_{\varepsilon p}$) と爆裂破壊指数による爆裂発生指標の概念を提案した。特に、ひずみ破壊指数は引張破壊ひずみ (ε_{fp}) と面外直ひずみ (ε_z) を用いて定義した。
- (4) ひずみ破壊指数を適用し、コンクリートの爆裂進行深さの経時変化を拘束リング試験法により検証した。その結果、ひずみ破壊指数は引張破壊ひずみが $200 \sim 400 \mu$ およびポアソン比 $0.15 \sim 0.30$ のとき、実験結果を精度よく推定できることが明らかとなった。

14. 今後の課題

今後の課題は、損傷度評価を目的とした、最終爆裂深さ評価手法の構築と PP 繊維を添加した効果の評価などを目的とした、爆裂破壊指数の定量的評価手法の構築である。加えて、本論文で提案した爆裂発生指標を適用し

たコンクリートの耐爆裂性評価手法を構築する必要があると考える。

謝辞：本研究は、平成23年度前田記念工学振興財団ならびに平成23年度鹿島学術振興財団からの研究助成を受けた。岐阜大学小柳冷名誉教授より、破壊基準についてご助言を頂いた。R.L.Dantas氏には実験作業に協力頂いた。ここに謝意を表する。

参考文献

- 1) 森田武：コンクリートの爆裂とその防止対策，コンクリート工学，Vol. 45, No. 9, pp. 87-91, 2007.
- 2) 斉藤光：プレストレストコンクリート部材の爆裂について，日本火災学会論文集，Vol. 15, No. 2, pp. 23-30, 1966.
- 3) Harmathy, T. Z. : Effect of moisture on the fire endurance of building elements, *ASTM Special Technical Publication*, No. 385, pp. 74-95, ASTM, 1965.
- 4) Consolazio, G. R., McVay, M. C. and Rish III, J. W. : Measurement and prediction of pore pressures in saturated cement Mortar subjected to radiant heating, *ACI Materials Journal*, Vol. 95, M50, pp. 525-536, 1998.
- 5) Zeiml, M., Leithner, D., Lackner, R. and Mang, H. A. : How do polypropylene fibers improve the spalling behavior of in-situ concrete?, *Cement and Concrete Research*, Vol. 36, pp. 929-942, 2006.
- 6) Anderberg, Y. : Spalling phenomena of HPC and OC, *International Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete*, Maryland, *NIST Special Publication*, 919, pp. 13-14, 1997.
- 7) 大島敏男，岸谷孝一，菅原進一：高強度コンクリートに対する耐火被覆材の有効性，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 263-264, 1980.9
- 8) 長尾覚博，中根淳：高強度コンクリートの爆裂制御に関する検討結果，コンクリート工学年次論文集，Vol. 19, No. 1, pp. 631-636, 1997.
- 9) 中村秀三，谷辺徹，小幡浩之：湿式吹付けによるコンクリートの耐火保護，太平洋セメント研究報告，第 145 号，pp. 45-55, 2003.
- 10) 半野久光，田嶋仁志，川田成彦，谷上敦亨：RC セグメントの耐火性能に関する実験的検証，コンクリート工学年次論文集，Vol. 24, No. 1, pp. 1719-1724, 2002.
- 11) 谷辺徹，橋本英二：吹付け系耐火材の道路用トンネル構造物への適用，コンクリート工学，Vol. 45, No. 9, pp. 111-114, 2007.
- 12) 森達哉，竹内博幸，起橋孝徳，河野政典，早川邦夫：被覆による高強度コンクリート爆裂防止法の研究—その 1. 実験概要および要素実験，日本建築学会学術講演梗概集，材料施工，pp. 405-406, 2005.
- 13) Khoury, G. A. and Willoughby, B. : Polypropylene fibres in heated concrete. Part 1 : Molecular structure and materials behavior, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 60, No. 2, pp. 125-136, 2008.
- 14) Kalifa, P., Chéné, G. and Gallé, C. : High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres From spalling to microstructure, *Cement and Concrete Research*, Vol. 31, pp. 1487-1499, 2001.

- 15) 森田武, 西田朗, 橋田浩, 山崎庸行: 火災時における高強度コンクリート部材の爆裂性状の改善に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 544, pp. 171-178, 2001.
- 16) 木村和広, 小澤満津雄, 森本博昭, 六郷恵哲: 繊維補強コンクリートの爆裂性状と内部蒸気圧との関係, コンクリート工学年次論文集, Vol. 30, No. 1, pp. 339-344, CD-ROM, 2008.
- 17) Watanabe, K., Mugume, R. B. and Horiguchi, T.: Effect of elevated temperatures on flexural behaviour of hybrid fibre reinforced high strength concrete, *Journal of Structural Fire Engineering*, Vol. 1, No. 1, Multi-Science Publishing Co. Ltd., pp. 17-28, 2010.
- 18) 谷辺徹, 小澤満津雄, 鎌田亮太, 六郷恵哲: 拘束リング試験法を適用したコンクリート高温環境下における耐爆裂性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 34, No. 1, pp. 1138-1143, 2012.
- 19) Tanibe, T., Ozawa, M., Lustoza, D. R. and Kikuchi, K.: Explosive spalling behavior of restrained concrete in the event of fire, *Proceedings of the 2nd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*, Netherlands, Delft, pp. 319-326, 2011.
- 20) Tanibe, T., Ozawa, M., Kamata, R. and Rokugo, K.: Steel ring-based restraint of HSC explosive spalling in high-temperature environments, *Proceedings of the 7th International Conference on Structures in Fire*, Zurich, Switzerland, pp. 737-745, 2012.
- 21) 長尾覚博, 中根淳: 高強度コンクリートの爆裂に関する一考察, コンクリート工学年次論文集, Vol. 18, No. 1, pp. 657-662, 1996.
- 22) 小澤満津雄, 王若平, 坂昇, 森本博昭: 高温加熱によるコンクリートの爆裂現象に関する実験的検討, コンクリート工学年次論文集, Vol. 29, No. 1, pp. 753-758, 2007.
- 23) Kalifa, P., Menneteau, F. D. and Quenard, D.: Spalling and pore pressure in HPC at high temperatures, *Cement and Concrete Research*, Vol. 30, pp. 1915-1927, 2000.
- 24) 米澤敏男, 三好徹志, 松下哲郎, 川尻聡: 火災加熱を受ける高強度コンクリート中の水による圧力と損傷機構, コンクリート工学年次論文集, Vol. 32, No. 1, pp. 1151-1156, 2010.
- 25) 三好徹志, 米澤敏男: 火災加熱を受ける高強度 RC 柱の損傷プロセスに関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 34, No. 1, pp. 1162-1167, 2012.
- 26) Schneider, U., Alonso, M. C., Pimienta, P. and Jansson, R.: Physical Properties and Behaviour of High-Performance Concrete at High Temperatures, *Proceeding of Sixth International Conference on Structures in Fire*, USA, Michigan, pp. 800-816, 2010.
- 27) Jansson, R. and Boström, L.: The influence of pressure in the pore system on fire spalling of concrete, *Fire Technology*, Vol. 46, No. 1, pp. 217-230, 2010.
- 28) Ko, J., Ryu, D. and Noguchi, T.: The spalling mechanism of high - strength concrete under fire, *Magazine of Concrete Research*, Vol. 63, No. 5, pp. 357-370, 2011.
- 29) Phan, L. T.: Pore pressure and explosive spalling in concrete, *Materials and Structures*, Vol. 41, pp. 1623-1632, 2008.
- 30) Ulm, F. J., Coussy, O. and Bamnt, Z. P.: The Chunnel Fire. II Analysis of Concrete Damage, *Journal of Engineering Mechanics*, Vol. 126, No. 3, pp. 283-289, 1999.
- 31) 三井健郎, 米澤敏男, 小島正朗, 三橋博三: 設計基準強度 80~200N/mm² 超高強度コンクリート柱の耐火性能に及ぼす有機繊維および高繊維の影響に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 75 巻, 第 648 号, pp. 461-468, 2010.
- 32) 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, No. 4, pp. 844-854, 2006.
- 33) 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, 第 621 号, pp. 169-174, 2007.
- 34) 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, 第 73 巻, 第 623 号, pp. 143-147, 2008.
- 35) 豊田康二, 山下平祐, 常世田昌寿, 平島岳夫, 上杉秀樹: 火災加熱を受ける 100N/mm² 級高強度コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 75 巻, 第 648 号, pp. 453-460, 2010.
- 36) Connolly, R. J.: The spalling of concrete in Fires, PhD thesis submitted to Aston University, 1995.
- 37) 小林一輔, 伊藤利治: 膨張セメントの膨張圧に影響をおよぼす諸要因, 土木学会論文報告集, 第 226 号, pp. 67-72, 1974.
- 38) 原田哲夫, 副田孝一, 出光隆, 渡辺明: 静的破砕剤の膨張圧測定法と膨張圧の諸性質, 土木学会論文集, No. 478/V-21, pp. 91-100, 1993.
- 39) 辻埜真人, 橋田浩, 湯浅竜貴, 高橋圭一: 膨張コンクリートの簡易拘束膨張試験方法, コンクリート工学年次論文集, Vol. 33, No. 1, pp. 437-442, 2011.
- 40) 谷辺徹, 鎌田亮太, 小澤満津雄, 六郷恵哲: 拘束リング試験法を適用した爆裂評価手法のリング標準化に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 35, No. 1, pp. 1135-1140, 2013.
- 41) 丹羽義次, 小柳洽, 小林昭一: 人工軽量コンクリートの三軸圧縮破壊条件, 土木学会論文集, 第 143 号, pp. 28-35, 1967.7
- 42) ZTV-TUNNEL Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien fuer den Bau von Strassentunneln Teil 1 Geschlossene Bauweise, Bundesministerium fuer Verkehr, 1995.
- 43) 森田武, 西田朗: 火災時における高強度コンクリートの爆裂性状に関する基礎的実験—水結合材比, シリカフェームの影響—, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A2 分冊 (中国), pp. 247-248, 1999.9.
- 44) 日本建築学会: 構造材料の耐火性ガイドブック, pp. 63-65, 2009.

(2013. 4. 5 受付)

THE STUDY OF EVALUATION METHODS AND SPALLING FAILURE MODEL OF HSC IN THE EVENT OF FIRE

Toru TANIBE, Mitsuo OZAWA, Ryota KAMATA, Yuichi UCHIDA
and Keitetsu ROKUGO

This paper reports on an experimental study regarding the behavior of restrained high-strength concrete in response to the type of extreme heating associated with fire. This study was intended to support estimation of thermal stress from the strain in a restraining steel ring and vapor pressure in restrained concrete under the conditions of a RABT 30 rapid heating curve. Thermal stress calculation was based on thin-walled cylinder model theory. It was also suggested spalling failure model was based on strain failure model. In a results, the model can be estimated the point at which the spalling started and spalling depth during heating.