# 論文 拘束リング試験方法によるコンクリートの爆裂性状の解析的検討

石塚 遼\*1・小澤 満津雄\*2・谷辺 徹\*3・鎌田 亮太\*4

要旨:本研究では,著者らのグループで提案している高温環境下におけるコンクリートの爆裂評価手法について解析的検討を行った。すなわち,拘束リングにコンクリートを充填した供試体の1/4 モデルを対象として 一面加熱した際の挙動を検討した。コンクリートの爆裂判定には圧縮破壊モデルを適用した。その結果,爆 裂初期の挙動を評価可能であることが明らかとなった。

キーワード:高強度コンクリート,爆裂,熱応力解析,拘束リング,RABT加熱曲線

#### 1. はじめに

火災時における高強度コンクリートの安全性を確保 する上で、コンクリートの耐火対策は必要不可欠である。 コンクリートが高温加熱を受けると、表層部が爆発的に 剥離する爆裂現象を生じることがある。爆裂現象により、 鉄筋コンクリート部材のかぶりが減少し、内部の鉄筋が 直接加熱されると、構造体として崩壊の危険性がある。 爆裂のメカニズムとしては、熱応力説や水蒸気圧説が挙 げられる(図-1)<sup>1)</sup>が、未だに確たる結論が得られていな いのが現状である。水蒸気圧説については、コンクリー ト内部の水蒸気圧計測を実施し爆裂との関係を検討して いる例がある。例えば,Kalifa らの報告<sup>2)</sup>では、2~3.7MPa の計測値が得られているが爆裂は生じていない。このこ とは、水蒸気圧の上昇のみで爆裂が生じないことを示し、 熱応力との複合作用を検討する必要があることを示して いる。一方、本研究グループでは、熱応力説に着目して

温度 温度 熱応力説 蒸気圧応力説 蒸気圧 (引張応力  $\sigma$ 圧縮 蒸气 領域 乾燥領域 -σ 鉄筋 混潤領域 湿気領域 555 鉄筋 コンクリート

図-1 爆裂メカニズム

鋼製拘束リングにコンクリートを充填した供試体の一面 加熱を実施し、拘束応力を計測することを試みている。 併せてコンクリート内部の水蒸気圧を計測し、爆裂への 影響を検討している。その結果、熱応力の上昇が爆裂に 寄与していることを確認した 3),4)。コンクリートの爆裂 に関する解析的検討は、種々の検討がなされている 5,6。 最近の検討では、吉田らが剛体バネモデル(RBSM)を 用いてコンクリートの爆裂を検討している<sup>7</sup>。RBSM で は、局所的な破壊を評価でき、視覚的にコンクリートが 爆裂する現象を表現している。一方, FEM 解析では, RBSM のように局所的な破壊を評価することは難しいが、 コンクリート内部の応力状態を定性的に評価することは 可能である。そこで本研究では、FEM 解析を用いて拘束 リングにコンクリートを充填した供試体の加熱時の爆裂 挙動を検討した。特に,熱応力説に着目し圧縮破壊モデ ルの適用性について報告する。



表-1 コンクリートの配合と使用材料

W/C	単位量(kg/m <sup>3</sup> )							
	水	セメント	細骨材	粗骨材1	粗骨材2	高性能減水剤		
0.3	123.2	440	814	524	524		8.8	
	セメント	早強ポルトランドセメント(密度3.15g/cm <sup>3</sup> )						
	細骨材	長良川水系(吸水率1.64%,絶乾密度2.60g/cm <sup>3</sup> )						
	粗骨材1	木曽川水系(吸水率1.42%,絶乾密度2.58g/cm <sup>3</sup> ),Gmax15mm 木曽川水系(吸水率1.34%,絶乾密度2.52g/cm <sup>3</sup> ),Gmax25mm						
	粗骨材2							
	高性能減水剤	ポリカルボン酸系					Ī	

\*1 群馬大学 理工学研究院 環境創生理工学専攻 (学生会員)

\*2 群馬大学 理工学研究院 環境創生部門 准教授 博士(工学) (正会員)

\*3 太平洋マテリアル(株)開発研究所 耐火建築材料グループ グループリーダー (正会員)

\*4 太平洋マテリアル(株)開発研究所 耐火建築材料グループ 修士(工学)

#### 2. 拘束リング爆裂評価試験

## 2.1 実験概要

解析は谷辺ら 3)が実施した拘束リング爆裂評価試験を 対象とした。図-2に拘束リング爆裂評価試験で用いた供 試体を示す。拘束リングの内部に温度測定用の熱電対を 6 箇所に設置し、コンクリートを充填して供試体とした。 供試体仕様の詳細を以下に示す。拘束リングは外径 300 ×高さ 50×肉厚 8mm の鋼製リングを 2 段重ねにして, 外径 300×高さ 100×肉厚 8mm の拘束リングとした。充 填したコンクリートの配合と使用材料を表-1 に示す。ま た,加熱試験時(材齢約2ヶ月)の強度特性および含水 率を表-2 に示す。なお、供試体の養生は、試験に供する まで20℃の封緘養生とした。加熱条件はコンクリートの 爆裂現象に大きく影響するが、本研究では急速加熱条件 での性状を評価するため, 我国の土木分野のトンネル構 造物の耐火性評価に一般的に適用されている RABT30 加 熱曲線(5min 間で 1200℃昇温, 1200℃を 25min まで保 持,その後110minで常温まで徐冷)を採用した。

# 2.2 拘束応力の算出方法

拘束応力は、拘束リングに発生した周方向のひずみよ り以下の式(1)を用いることで算出した。

$$\sigma_{r\theta} = \varepsilon_{\theta} \cdot E_s \cdot t/R \tag{1}$$

 $\sigma_{r\theta}: 拘束応力(N/mm<sup>2</sup>)$  $<math>\epsilon_{\theta}: 円周方向ひずみ$  $E_s: 拘束リングの弾性係数(N/mm<sup>2</sup>)$ 

t:拘束リングの厚み(mm)

*R*:拘束リングの内半径(mm)

#### 2.3 実験結果の概要

爆裂は加熱開始後 4 min から開始し, 10 min 程度まで 継続した。よって、4 min から 10 min までの間の現象を 議論の対象とする。図-3にコンクリート内部の温度測定 結果を示す。コンクリートの温度は爆裂現象の影響を受 けて深さ方向に徐々に測定不能になり、試験終了まで計 測できたのは深さ 50mm 位置のみで, 1000℃程度まで上 昇していることが確認された。図-4 に拘束リング温度測 定結果を示す。拘束リング温度は爆裂現象が発生してい る 10 min までであれば、下段の 25mm 位置は 75℃,上 段の 75mm 位置は 25℃程度で, 80℃以下であることが 確認された。これより自己温度補償型ひずみゲージの使 用温度範囲であることが確認された。図-5 に爆裂深さ分 布を示す。写真-1 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70mm となり、全 厚の約7割の断面欠損が生じた。図-6に爆裂深さと経 過時間の関係を示す。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。爆裂進行は、10mm/min程度で 徐々に深くなる傾向を示した。図-7 に、拘束リングのひ ずみ計測結果から式(1)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4min~5min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 3min 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 10min でも 1MPa 程度と小 さい値であった。

# 3. FEM 解析概要



FEM 解析にはコンクリートの温度応力解析ソフト (MACS)を使用した。図-8 に解析モデルを示す。解析対 象は拘束リング供試体の 1/4 モデルとした。供試体の高 さ方向を 5mm 幅で分割,径 142mm を約 17mm 幅で 8 分 割とした。拘束リングは厚さ 8mm を 2 分割とした。表 -3 に解析で用いた物性値を示す。すなわち,コンクリー トと鋼材の熱特性(熱伝導率,比熱)および高温時の力学 特性(ヤング係数,圧縮強度,引張強度)である。なお, シリコンボンドの熱伝導率,比熱,ヤング係数,圧縮強 度,引張強度は一定とした。表中のコンクリート及び鋼 材のヤング係数と圧縮強度および引張強度は日本建築学 会の高温時残存比をもとに設定した<sup>8)</sup>。また,コンクリ ート及び鋼材の熱伝導率と比熱は田嶋ら<sup>90</sup>の研究をもと に考慮した。



		コンクリート	拘束リング	ボンド	
	密度	$2400(kg/m^3)$	7850(kg/m <sup>3</sup> )	$5800(kg/m^3)$	
	温度上昇/水和	考慮しない	考慮しない	考慮しない	
	初期温度	20°C	11.8°C	20°C	
	ポアソン比	0.2	0.3	0.45	
	コンクリート		鋼材	ボンド	
熱伝導率 {W/(m・K)}	$ram_{c} = \begin{cases} 2.0 - 0.24(tnew) \\ +0.012(tnew) \\ \times 0.008598 \end{cases}$	120)) 20) <sup>2</sup> }	ram <sub>s</sub> = (51.91 – 5. × 0.008598	<sup>2</sup> ) 1	
比熱 (kJ/kg・K)	$sp_{c} = \begin{cases} 0.9 + 0.08(tnew) \\ -0.004(tnew/1) \end{cases}$	$\binom{(120)}{(20)^2} \times 0.2389$	sp <sub>s</sub> = (0.482 + 7.9 × 0.2389	<sup>,2</sup> ) 1.7	
ヤング係 数 (N/mm <sup>2</sup> )	<ul> <li>・温度0~20°C</li> <li>E<sub>c</sub>=41981×10.197</li> <li>・温度20~1200°C以.</li> <li>E<sub>c</sub>=-3.0e-5× tnew<sup>3</sup> + 79.832× tnew + 4254</li> </ul>	・温度875℃ <i>E<sub>C</sub></i> =1.0 上 0.0608× <i>tnew</i> <sup>2</sup> - 4	・温度0~20℃ E <sub>s</sub> =40000×10.1 ・温度20~1200 E <sub>s</sub> = 0.0225× tno + 41653	5°C 1 ?W	
圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	<ul> <li>・温度0~20°C</li> <li>FC=90.2×10.197</li> <li>・温度20~1200°C</li> <li>FC=2.0e-7× tnew<sup>3</sup>-0.</li> <li>0.0226× tnew + 88.0</li> </ul>	・温度1000℃ FC=0.5 0003× <i>tnew</i> <sup>2</sup> + 9	・温度0~20℃ FC=100×10.197 ・温度20~1200 FC=2.0e-5× <i>tne</i> + 99.744	・温度1000 FC=0.5 ℃以上 w <sup>2</sup> - 0.1094× tne	9°C 4
引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	<ul> <li>・温度0~20°C</li> <li>FT=2.76×10.197</li> <li>・温度20~1200°C</li> <li>FT=8.0e-9× tnew<sup>3</sup>-1.</li> <li>0.0013× tnew + 2.68</li> </ul>	・温度800℃ FT=0.1 De-5× <i>tnew</i> <sup>2</sup> + 04	・温度0~20℃ FT=3×10.197 ・温度20~1200 FT=-9.0e-7× tne + 2.9448	・温度800 FT=0.1 ℃ w <sup>2</sup> + 0.0027× <i>tn</i>	0°C 12 ew

表-3 物性値

#### 3.2 熱伝達境界面および加熱条件

図-9 に熱伝達境界面を示す。加熱面の熱伝達率を 50W/m<sup>2</sup>℃とした。コンクリート上面の熱伝達率を 12 W/m<sup>2</sup>℃とし,鋼材の熱伝達率を 800 W/m<sup>2</sup>℃とした。鋼 材の熱伝達率は通常 10W/m<sup>2</sup>℃程度だが,今回は実測値 に合うように上記の値を用いた。鋼材の熱伝達率につい ては今後の検討課題としたい。加熱条件を図-10 に示す。 加熱面の温度条件は RABT30 加熱曲線で与えた。

#### 3.3 圧縮破壊モデル

本研究では、加熱時にコンクリートの熱膨張変形を拘 束リングが拘束することで、拘束応力が発生すると仮定 した。X方向およびY方向に生じる拘束応力 σ<sub>r</sub>が、加熱 時の残存圧縮強度を超えると圧縮破壊が生じるとした。 式(2)~(3)に圧縮破壊モデルを示す。

$$\sigma_{rx} = \sigma_{ry} \tag{2}$$

$$I_{cf} = \sigma_{rx} / f_{c-T} \ge 1.0 \tag{3}$$

*σ<sub>rx</sub>, σ<sub>ry</sub>*: X 方向および Y 方向の拘束応力 *f<sub>c\_T</sub>*: コンクリートの加熱温度 T℃の時の残存圧縮強度 *I<sub>cf</sub>*: 圧縮破壊指数(1.0 以上で圧縮破壊とする)

#### 3.4 検討項目

図-11 に解析手順を示す。まず,温度解析により,コ ンクリート内部温度と拘束リングの温度を計算した。そ の後,応力解析を実施した。応力解析では,加熱面から 深さ方向に拘束応力 σ<sub>rx</sub>の値を確認した。次いで深さ方向 の温度分布から推定した残存圧縮強度 f<sub>c</sub>r を算出した。 拘束応力 σ<sub>rx</sub> と残存圧縮強度との比 I<sub>cf</sub>より,圧縮破壊が 生じているかを判定した。次に,I<sub>cf</sub>から推定した深さと 拘束リング試験で得られた爆裂深さの経時変化を比較し, 圧縮破壊モデルの妥当性を検証した。

## 4. 解析結果と考察

#### 4.1 温度解析

図-12 にコンクリート内部温度(加熱面から 10mm,25mm)の経時変化について実測値と解析値の比較 を示す。加熱面から 10mm 位置では,加熱から 5min で までは精度良く評価できている。5min 以降に実測値は急 激な温度上昇を示し,解析値と大きく異なる傾向を示し た。この点について,実験では 5min 頃から爆裂が発生 し,10mm の熱電対の位置までコンクリートが剥離した ことにより,炉内温度に近づいたことが考えられる。加 熱面から 25mm の温度も 10mm の温度と同様な傾向を示 した。図-13 に拘束リング 25mm における実測値と解析 値の温度の関係を示す。実測値と解析値の温度は加熱か ら 5min まで,大きな差はないことから概ね評価できて いることがわかる。





#### 4.2 拘束リングひずみから算出した拘束応力 σ<sub>r</sub>

図-14 に拘束リングのひずみから式(1)より算出した拘 束応力 σ<sub>r</sub>の経時変化を示す。実測値は図-7 の 25mm の 位置の応力である。解析値は加熱面から 25mm 位置にお いて拘束リングの解析結果から得られたひずみを用いた。 図より,加熱から 4min 頃までは,実験値と解析値はそ の差が 1N/mm<sup>2</sup>である。4min 以降は,解析値が実測値よ りも大きくなっていることがわかる。この原因は,実験 において 5min 頃から爆裂が生じ,コンクリート加熱面 が断面欠損したことが影響したこと考えられる。一方, 解析値はコンクリートが圧縮破壊しても,コンクリート が残っているものとして計算をしているため,実測値よ りも大きな拘束応力が発生したと考えられる。

# 4.3 コンクリート内部の拘束応力 *σ<sub>rx</sub>*の経時変化および爆裂深さの比較

図-15 に加熱開始から 15min と 30min におけるコンク リート内部の応力コンター図を示す。図より,加熱開始 15min では加熱表面付近において約 40N/mm<sup>2</sup>の圧縮応力 が発生している。また,15min では,加熱面から 25mm までは圧縮応力が生じていることがわかる。30min では 圧縮応力の最大値の領域が加熱表面から 10mm 位置に移 動しており, 圧縮破壊が内部に進行していることを示す ものである。図-16 にコンクリート内部の拘束応力  $\sigma_{rx}$ の経時変化(加熱から 30min)および爆裂深さ解析値と実 測値の比較を示す。ここでは,式(2)より X 方向の応力で 評価する。図より,加熱に伴い,拘束応力は圧縮側に上 昇している。拘束応力が内部温度の残存圧縮強度に達し た時点で,応力は低下していることがわかる。応力が低 下した時点は圧縮破壊を表現している。また,加熱時間 の経過に伴い,加熱面から深さ方向に圧縮応力が作用し 圧縮破壊が進行していることがわかる。

次に、爆裂深さの実測値と解析値の比較について議論 する。実測値は図-6の結果である。解析値は、圧縮応力 が低下した時点としてプロットした。図より、解析で得 られた爆裂時点と深さは 6min で 5mm であり、11min で 10mm、22min で 15mm であった。一方で、実験値は、5min で 5mm に達し、5.5min で 10mm に達しており、実験で は解析よりも早く爆裂が進行していることがわかる。こ の理由として、実験ではコンクリートの爆裂が生じると 剥離面が形成される。その剥離面が新たに加熱面となり、 温度上昇が促進され応力が大きくなり、さらに爆裂が進 行するため、爆裂深さが大きくなったと考えられる。一





図-16 コンクリート内部の拘束応力 σrx の経時変化および爆裂深さの比較

方,解析においてはコンクリートの圧縮破壊はモデル化 しているが,剥離はモデル化していないため,実測値と 解析値の間で差が生じたと考えられる。以上,FEM 解析 により,拘束リング環境下でのコンクリートの爆裂挙動 を圧縮破壊モデルにより評価した。実験結果を定量評価 するまでに至っていないが,圧縮破壊を考慮することで 爆裂の進行を定性的に評価することは可能であることが わかった。

# 5. まとめ

本研究では、コンクリートの拘束リング環境下におけ る爆裂挙動を FEM 解析により検討した。以下に知見を 示す。

- (1) 拘束リングのひずみから得られた拘束応力の解析 値は、実測値を加熱開始から 3~4 分まではおおむ ね評価できることが分かった。一方で、爆裂が発生 すると、内部で加熱面の再形成が起こるため応力状 態が変わり評価が難しいことがわかった。
- (2) 拘束リング環境下でのコンクリートの爆裂挙動を 圧縮破壊モデルにより評価した。今回のモデルを適 用することで、爆裂初期の挙動(加熱後、5,6分まで の挙動)はある程度評価できる可能性を示したが、 連続的な爆裂挙動を評価することが難しいことが 分かった。

今後の課題として,水蒸気圧と過渡ひずみなどの高温時 の特性を考慮し,コンクリートの剥離をモデル化し更に 検討をする必要がある。

#### 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, 2007.9

- Kalifa, P., Chéné, G., Gallé, C. : High-temperature behavior of HPC with polypropylene fibres From spalling to microstructure, Cement and Concrete Research 31, pp.1487 - 1499, 2001.
- 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.
- 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
- Ulm,F.I.,Coussy,O.and Bamnt,Z.P. : The"Chunnel"Fire. II Analysis of Concrete Damage, Journal of Engineering Mechanics,pp.283-289.Vol.126,No.3,1999.
- Koury.G.A, Majorana,C.E.. Pesavento,F. and Schrefler,B.A : Modeling of heated concrete, Magazine of Concrete Research , Vol.54, No.2.pp.77-1101, 2002.
- 吉田敬司、中村光、国枝稔、小澤満津雄:高温加熱 環境下でのコンクリートの内部損傷および爆裂現 象の評価手法の開発、コンクリート工学年次論文集、 Vol.33、No.1、 CD-ROM 、1193-1198、2011.
- 8) 日本建築学会:構造材料の耐火性ガイドブック, pp.63-65, 2009.
- 9) 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, No.3, pp.606 -618, 2006.9