

名古屋工業大学博士論文

甲第432号(課程修了による)

平成15年3月25日授与

高温加熱下の高強度コンクリートの
力学的性質に関する研究

2003年

一 瀬 賢 一

目 次

第1章	序 論	
1. 1	研究の背景	1
1. 2	高温加熱下の高強度コンクリートに関する既往の研究	2
1.2.1	圧縮強度	
1.2.2	ヤング係数	
1.2.3	応力ひずみ関係	
1. 3	研究の目的と範囲	7
1. 4	本論文の構成	7
第2章	高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質 (冷間試験)	
2. 1	緒 言	13
2. 2	実験概要	13
2.2.1	実験の組合せ	
2.2.2	使用材料および調合	
2.2.3	測定項目と測定方法	
2.2.4	供試体の製作および養生方法	
2.2.5	加熱条件	
2. 3	実験結果および考察	17
2.3.1	フレッシュ性状および実験開始時強度	
2.3.2	外観観察	
2.3.3	圧縮強度	
2.3.4	ヤング係数	
2.3.5	動弾性係数	
2.3.6	質量減少率	
2.3.7	応力ひずみ関係	
2.3.8	総細孔量	
2. 4	まとめ	29
第3章	骨材の違いによる高強度コンクリートの力学的性質 (冷間試験)	
3. 1	緒 言	31
3. 2	実験概要	32
3.2.1	使用材料	
3.2.2	実験の組合せ	
3.2.3	コンクリートの調合	
3.2.4	測定項目と測定方法	
3. 3	実験結果および考察	35
3.3.1	外観観察	

3.3.2	圧縮強度	
3.3.3	ヤング係数	
3.3.4	動弾性係数	
3.3.5	質量減少率	
3.3.6	応力ひずみ関係	
3.3.7	ヤング係数の推定	
3. 4	まとめ	41
第4章	高温加熱時における高強度コンクリートの力学的性質（熱間試験）	
4. 1	緒言	43
4. 2	実験概要	43
4.2.1	実験の組合せ	
4.2.2	使用材料および調合	
4.2.3	供試体の製作および養生方法	
4.2.4	加熱載荷試験機	
4.2.5	測定項目と測定方法	
4.2.6	コンクリートの性状	
4. 3	実験結果および考察	49
4.3.1	圧縮強度	
4.3.2	ヤング係数	
4.3.3	応力ひずみ曲線	
4. 4	熱間試験と冷間試験との比較	54
4.4.1	圧縮強度残存比の比較	
4.4.2	ヤング係数残存比の比較	
4. 5	まとめ	56
第5章	高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度の推定	
5. 1	緒言	59
5. 2	セメント水比説に準じた圧縮強度の推定	59
5. 3	細孔構造に着目した圧縮強度の推定	62
5.3.1	強度推定式	
5.3.2	細孔径分布	
5.3.3	空隙率	
5.3.4	圧縮強度	
5. 4	まとめ	69
第6章	高温加熱を受けた鉄筋コンクリート柱部材の実験	
6. 1	緒言	73
6. 2	試験の概要	73
6.2.1	試験の組合せ	

6.2.2	使用材料	
6.2.3	試験体の含水率	
6.2.4	加熱方法	
6.2.5	測定項目と測定方法	
6. 3	試験結果および考察	79
6.3.1	爆裂性状	
6.3.2	コンクリート温度	
6.3.3	コンクリートの強度劣化領域	
6.3.4	水蒸気圧	
6.3.5	含水分布	
6.3.6	含水分布と温度および圧力の関係	
6. 4	まとめ	87
第7章 鉄筋コンクリート柱部材の火災時における変形性状の解析		
7. 1	緒言	89
7. 2	解析プログラム	89
7.2.1	解析方法	
7.2.2	解析の対象	
7.2.3	解析における各定数	
7. 3	既往の実験を対象とした解析	94
7.3.1	熱伝導解析	
7.3.2	応力解析	
7. 4	シミュレーション	97
7.4.1	解析対象	
7.4.2	軸力比の影響	
7.4.3	コンクリート強度の影響	
7.4.4	部材寸法の影響	
7. 5	まとめ	104
第8章 結 論		
8. 1	本研究の結論	107
8. 2	今後の研究課題	110
	発表論文	111
	謝 辞	

第1章 序 論

- 1. 1 研究の背景
- 1. 2 高温加熱下の高強度コンクリート
に関する既往の研究
 - 1.2.1 圧縮強度
 - 1.2.2 ヤング係数
 - 1.2.3 応力ひずみ関係
- 1. 3 研究の目的と範囲
- 1. 4 本論文の構成

1. 1 研究の背景

近年、都心部を中心に30層を超える超高層鉄筋コンクリート造（以下超高層RC造と称す）集合住宅の開発が進んでおり、設計基準強度（以下 F_c と略す） $60\text{N/mm}^2\sim 100\text{N/mm}^2$ の高強度コンクリートを適用する機会が増えてきている。

RC造は、本来耐火構造として認められているが、高強度コンクリートを使用した場合、火災時に爆裂が生じ耐火性能の低下が懸念される^{[1.1], [1.2]}。「建築工事標準仕様書・同解説 JASS5 鉄筋コンクリート工事 19 節高強度コンクリート」においても、 $F_c60\text{N/mm}^2$ を超える高強度コンクリートでは、火災時の健全性評価が必要であるとしている。健全性の評価方法としては、柱部材の荷重加熱実験^{[1.3], [1.4]}による検討や熱伝導解析に基づく部材耐力の推定などがある。特に $F_c80\text{N/mm}^2$ 以上の高強度コンクリートでは、耐火性能が重要な検討項目の一つとなり、実験・解析によりその耐火性の確認が必要となってくる。実大部材レベルの実験は、設備面、コスト面などから実施が困難であるため、小型試験体による荷重加熱試験や温度測定結果に基づく解析が主流となりつつある。解析においては、材料レベルの高温加熱を受けたコンクリートの力学的性質の把握およびモデル化が、解析精度の向上を図る上できわめて重要となる。

しかし高温加熱を受けたコンクリートの力学的性質に関して、普通強度のコンクリートについては、古くから多くの研究報告がなされているものの^{[1.5]~[1.8]}、高強度コンクリートについては、研究報告少なく、まだ十分解明されていない^{[1.9]~[1.12]}。また研究内容も高温加熱した後、常温まで冷却してからの荷重試験（以下冷間試験）に偏っており^{[1.10]~[1.13]}、加熱状態での荷重試験（以下熱間試験）に関するデータは極めて少ない^{[1.14], [1.15]}。更に高温加熱下の高強度コンクリートにおける力学モデルの研究は、極めて少ない^{[1.16], [1.17]}。

一方解析においては、温度測定結果に基づく検討が一部行われているが、火災時における温度依存性を考慮した熱定数や材料定数等について、まだ十分なデータが揃っていないこともあり、あまり活用されていない。部材レベルの実験検討が、十分にできないことを考慮すれば、解析による検討をもっと積極的に行うことが重要であると考えられる。

1. 2 高温加熱下の高強度コンクリートに関する既往の研究

ここで「高温加熱下」とは、高温加熱中の状態と高温加熱後の状態を含んでいる。また本研究では、高温加熱中において実施する試験を「熱間試験 (Hot Test)」, 高温加熱後, 冷却してから実施する試験を「冷間試験 (Cool Test)」と定義する。また本研究で扱う「高強度コンクリート」とは、設計基準強度 36N/mm^2 を超えるコンクリートまたは水セメント比 (以下 W/C と略す) 40%以下のコンクリートを対象とする。

以下高温加熱下における高強度コンクリートの力学的性質の内、特に本研究に関連している圧縮強度、ヤング係数、応力ひずみ曲線に関して既往の研究を示す。

1.2.1 圧縮強度

高温加熱下の高強度コンクリートの圧縮強度に関する文献の試験条件一覧を表-1.1 に示す。高強度コンクリートに関する文献は、まだ少なく、大変限られている。また文献の多くが冷間試験によるもので、熱間試験のデータは非常に少ないことがわかる。圧縮強度に関する調査結果をまとめると以下のようなになる。

(1) 材 料

セメントの影響は、普通セメントより混合セメント (高炉, フライアッシュ) の方が、加熱による強度低下率が小さいと報告されている^[1.29]。また普通ポルトランドセメントに比べ高ビーライト系セメントを使用した方が加熱冷却後の強度が増加すると報告^[1.10]されている。これは、高ビーライト系セメントの方が水和速度の遅い C_2S を多く含んでおり、未水和セメントが多く残存しており、これが加熱時に水和促進し、強度増進したものと推察している。

骨材の影響は、高温加熱下のコンクリートの圧縮強度に大きく影響を及ぼすと報告されている^[1.19]。砂岩質骨材, 安山岩質骨材, 石灰岩質骨材を用いたコンクリートを比較すると大差がないこと^[1.6]、硬砂岩, 玄武岩, 石灰岩を用いたコンクリートより、安山岩, 蛇紋岩, 膨張頁岩を用いたコンクリートは加熱冷却後の強度低下が小さいこと^[1.19]、 $300^\circ\text{C} \sim 400^\circ\text{C}$ において川砂利と石灰岩を用いたコンクリートを比較して、加熱冷却後の強度低下に大差がないとする報告がある^[1.22]。またモルタルと粗骨材との熱膨張量の差が大きいほど、高温加熱下における圧縮強度の低下も大きいとする報告も示されている^[1.31]。また普通コンクリートより人工軽量骨材コンクリートの方が加熱時の強度低下は小さいとする報告^[1.6]がある。

(2) 調 合

調合に関しては、水セメント比が小さく常温強度が大きいコンクリートほど、加熱時および冷却後の強度低下が大きいとする報告^{[1.6], [1.14]}がある。しかし強度残存率で比較した場合、普通強度コンクリートと同等以上であるとする報告^[1.10]もあり、見解が一致していない。

これは、使用材料や養生期間等が影響しているものと推察する。またスランプや空気量を実験要因として検討した実験例は見当たらない。

(3) 加熱条件

加熱温度は、JIS A 1304（建築構造部分の耐火試験方法）による標準加熱温度を与えた実験と最高温度 600～700℃までの加熱実験に分けられる。前者がコンクリートの爆裂の有無を調べる実験であり、後者がコンクリートの力学的性質を測定するための実験として位置づけられている。

加熱開始時期は、材齢 28 日から 1.5 年で行われており、材齢 28 日から 91 日における実験が半数を占めている。JIS A 1304 の標準加熱温度を与える場合は、加熱開始までの材齢が比較的長くなっている。

加熱時における供試体は、主としてアンシール状態で行われており、一部についてのみシール状態での実験がなされている。

加熱速度は、JIS A 1304 の標準加熱の場合を除けば 0.8℃/min～8.0℃/min の範囲で行われている。これは、力学的性質の把握のため爆裂を避けたいことと加熱炉の能力などによって定められているものと推察する。また 0.8℃/min～8.0℃/min の範囲の加熱速度では、圧縮強度に大きな差がないと思われる。

持続荷重の有無に関しては、常温時の圧縮強度 40%を載荷した状態で加熱し、所定の温度に達した後、再載荷する実験を実施した。300℃において持続荷重有りの方が加熱時の強度低下は大きい、400℃以上では差が見られないと報告されている^[1.28]。

(4) 実験条件

供試体をシールした実験は、加熱温度 200℃までの冷間試験データしかない。アンシール条件との圧縮強度の差は明らかでない。

冷間試験の強度は、熱間試験の強度よりやや低めの値となるとする報告^[1.29]が幾つかある。また加熱温度 100～200℃においては、熱間試験に比べて冷間試験の方が高いという報告もある^[1.14]。この強度性状の違いは、加熱による骨材とモルタルの膨張・収縮の相違、水和の振興、水分の移動、冷却時のひび割れ発生等が複雑に影響していることが推察される。

試験体の形状・寸法に関しては、熱間試験ではφ50×100 mm供試体、冷間試験ではφ100×200 mm供試体を用いて実験が行われているが、形状・寸法の違いの影響を考慮した実験結果は報告されていない。

加熱前の含水率の影響に関しては、含水率 0%の 105℃絶乾の場合、冷間試験の強度が水中あるいは気中で養生したものと同等以上になっている^[1.26]。

表-1.1 高温加熱を受けるコンクリートの圧縮強度に関する文献の試験条件一覧

文献 No.	セメント	骨材	W/C W/B [%]	常温時の 圧縮強度 [N/mm ²]	昇温 速度 [°C/分]	加熱 温度 [°C]	試験 方法	試験体 の寸法 [cm]
[1.6]	普通	砂利, 砂(相模川) 膨張頁岩(対ライト)	70~40	24~39		常温~ 700	熱間	φ5×10
[1.9] [1.10]	普通 高ビ-ライト	花崗岩の川砂利 川砂(木曾川)	57~33		2.5	常温~ 600	冷間	φ10×20
[1.14]	普通	碎石(青梅) 陸砂(鹿島)	58~32	35.1~ 65.8	0.8, 1.25	常温~ 700	熱間 冷間	φ5×10
[1.18]	普通 高炉B種 高ビ-ライト	石英片岩(段戸) 硬質砂岩(津久井郡)	60.0~ 23.0	43.7~ 137.5	1.67	常温~ 1000	冷間	φ10×20
[1.19]		硬砂岩(徳島), 安山岩 (真鶴), 玄武岩(山口), 蛇紋岩(秩父), 石灰岩 (徳島), 膨張頁岩(対), 川砂(大井川)	50	31~47 (実験時の 強度)		常温~ 700	冷間	φ5×10
[1.20]	普通		65~ 52.7	25.7~ 32.8 (4週強度)	4時間で 設定温度 まで上昇	常温~ 600	冷間	φ10×20
[1.21]	普通	石灰石碎石(尻屋) 石灰石砕砂(尻屋) 川砂利(富川)	47.5~ 48.1	27.7~ 32.3 (4週強度)	0.17	常温~ 400 28日加熱	冷間	φ10×20
[1.22]	普通 7ルナ	石灰石碎石 石灰石砕砂(尻屋) 川砂利(富川) 海砂(錦岡)	49.9~ 39.8	28.0~ 42.6 (4週強度)	24時間で 設定温度 まで上昇	常温~ 600 (加熱期 間28日)	冷間	φ10×20
[1.23]	普通	花崗岩 石英片岩	65~25		JIS A 1304 1時間 標準加熱 ×1, 2/3, 1/2, 1/3		冷間	φ10×20
[1.24]	普通	花崗岩 石英片岩	30	95.3~ 98.0	JIS A 1304 標準加熱 1時間		冷間	φ15×30
[1.25]	普通	碎石(青梅) 川砂(大井川)	60, 35, 25	45.0~119	JIS A 1304 標準加熱 3時間		冷間	50×50×50 よりコア
[1.26]	早強	硬質砂岩碎石(青梅) 川砂(富士川)	54.6~ 25.1	52.5~ 111.2	JIS A 1304 標準加熱 1時間		冷間	φ10×20
[1.27]	普通	碎石(段戸), 砕砂(段 戸), 粗骨材(釜無川), 細骨材(富士川)	50 20 20	42.9 97.3 129.7	JIS A 1304 標準加熱 1時間, 2時間		冷間	φ15×30
[1.28]	Type I Portland	Crushed limestone Natural river sand	68 32.7	31.1 62.8, 89	7~8	常温~ 800	熱間	φ5.1× 10.2
[1.29]	Portland PFA, Slag, SF	Lyttag Fines, Lytag Coarse, Firebrick Fines, Firebrick Coarse	77~34	37.8, ~ 79.5	1, 3	常温~ 600	冷間	φ6.25× 6.25
[1.30]	Portlan	Crushed granite	66~28	28~94 (28day)	2.5	常温~ 1200	冷間	φ10×10 10×10×10

1.2.2 ヤング係数

ヤング係数は、加熱の影響を大きく受ける力学的性質の1つである。高温加熱下における高強度コンクリートのヤング係数に関する調査結果をまとめると以下のようなになる。

(1) 材 料

セメントの種類が高温加熱下のヤング係数の低下におよぼす影響は小さいことが幾つか報告されている^[1.31]。しかしデータ数は少ない。

骨材の種類については、普通骨材（砂岩、石灰岩、珪岩、安山岩、玄武岩、蛇紋岩）と軽量骨材（膨張頁岩）を用いて実験が行われ、報告されている^{[1.19], [1.32]}。コンクリートのヤング係数は、加熱温度に伴い直線的に低下する傾向にあり、加熱温度 500℃において常温時の 20%以下まで低下する場合も多くみられる。また石灰岩を用いたコンクリートは、残存率が小さく、膨張頁岩を用いた軽量骨材では、残存率が大きいとする報告^{[1.19], [1.32]}が示されている。

(2) 調 合

調合の影響としては、水セメント比が大きいほど、加熱によるヤング係数の低下が大きくなることが報告されている^[1.23]。スランプ、空気量がヤング係数の低下におよぼす影響については、実験データがほとんどない。

(3) 加熱条件

加熱温度に関しては、比較的多くの報告が示されている。ヤング係数は、加熱温度の上昇と共に、ほぼ直線的に低下し、加熱温度 600℃において常温時の 10~20%まで低下することが報告されている。しかしその他の加熱条件がヤング係数に与える影響については、それを目的として行われた実験が少なく、評価が難しい。これは、コンクリートの力学的性状を把握するため、加熱条件として爆裂を避け、また加熱炉の能力に基づいて決定していることによるものと考えられる。

(4) 実験条件

実験条件に関しては、シールの有無ではシールした供試体がヤング係数の低下が小さいとの報告がある。供試体の形状・寸法がヤング係数に与える影響について検討した報告は、皆無である。熱間試験と冷間試験の違いについては、熱間試験のほうが大きいとする結果と冷間試験のほうが大きいとする結果が報告されている。これはその他の実験条件も影響しているものと考えられるため、現状では不明確である。

以上のように、ヤング係数については重要な物性値でありながら、測定の困難さ等から現状では十分なデータが蓄積されているとは言い難い。

1.2.3 応力ひずみ関係

高温加熱下におけるコンクリートの応力ひずみ関係は、調合、セメントの種類、骨材の影響、養生条件、実験条件などの要因について研究されてきている。しかし、データとしては、ヤング係数と同様、極めて少ない。

実験開始時のコンクリート強度や実用範囲の水セメント比は、応力ひずみ曲線の形状に対してほとんど影響せず、セメントの種類もコンクリートに限定する限り影響は小さいと報告されている^[1.32]。応力ひずみ曲線の形状に影響する主要因は骨材の種類であり、応力ひずみ曲線の初期勾配は骨材により異なるが、終局ひずみは骨材の種類による影響がほとんどなく、加熱温度が高いほど大きくなると報告されている^[1.14]。また加熱期間中に持続荷重が作用する場合には、圧縮強度や弾性係数が著しく増加し、終局ひずみは減少する。

高強度コンクリートの熱間および冷間における応力ひずみ関係に関する実験報告は、数が少なく、それぞれの実験条件（供試体寸法、実験装置、加熱条件、使用材料など）が異なるため、実験結果にはばらつきがある。そのため定量的に実験結果を整理することは難しいが、定性的な傾向はおおよそ一致している。

熱間における応力ひずみ曲線の特徴としては、100℃程度で圧縮強度が低下するが、200～300℃では常温時圧縮強度と同程度もしくはやや高めになり、400℃以降再び強度が低下する傾向が見られ、圧縮強度時ひずみおよび終局ひずみは受熱温度が高いほど大きくなる傾向が見られた。冷間における応力ひずみ曲線の特徴としては、200℃以上において強度低下が明瞭になり、圧縮強度時ひずみおよび終局ひずみは受熱温度が高いほど大きくなる傾向が見られる。

以上のように、高温加熱下の高強度コンクリートの力学的性質に関するデータは限定されており少ない。また加熱条件、実験条件も様々であるため、実験結果の相互における比較も困難である。このため、測定方法や評価方法も含めて更なるデータ収集が必要であることがわかる。

1. 3 研究の目的と範囲

研究の背景と既往の研究成果から高温加熱下の高強度コンクリートの力学的性質に関する研究は、超高層鉄筋コンクリート造を中心として火災時および火災後の健全性評価を行う上で重要であることがわかる。

よって本研究の目的は、火災時および火災後の高強度コンクリートの力学的性質を解明し、その結果を超高層 RC 造をはじめとする高強度コンクリートを使用するコンクリート部材の火災時および火災後の健全性評価に結びつけることにある。

本研究で対象とする範囲は、以下の通りである。

コンクリートの材料試験としては、設計基準強度 $30\text{N/mm}^2 \sim 100\text{N/mm}^2$ ($W/C=20 \sim 50\%$) のコンクリートを対象とし、加熱温度 600°C 以下とした。コンクリートの加熱温度の上限は、「建築構造部分の耐火性試験方法 (JIS A 1304)」で許容される鋼材の最高温度 550°C を考慮して設定した。

試験方法は、冷間試験と熱間試験とした。試験開始材齢は、冷間試験では材齢 28 日から材齢 91 日までの間、熱間試験では、材齢 1 年とした。加熱開始までの養生は、すべて封かん養生とした。

セメントは、普通ポルトランドセメントを使用した。粗骨材は、高強度コンクリートに広く使用されており、耐火性にも優れている硬質砂岩を中心に使用した。なお耐火性の異なる骨材による力学的性状への影響を調べるため、石灰岩、膨張頁岩について使用した。

コンクリート柱部材の試験は、実強度 100N/mm^2 の高強度コンクリートを使用し、鋼板拘束 RC 柱と RC 柱に対して、ISO 834 に基づく標準加熱を与えた。

解析には、非線形有限要素解析プログラム (名称 FINAL) を使用した。

1. 4 本論文の構成

本論文は、序論と他 7 章から構成する。

第 1 章は、序論であり、研究の背景、既往に研究成果および研究の目的と範囲を示している。

第 2 章は、 $100^\circ\text{C} \sim 600^\circ\text{C}$ までの高温加熱を受けた水セメント比 (以下 W/C) $20\% \sim 50\%$ の高強度コンクリートの力学的性質に関する研究である。これは冷間試験で実施しており、加熱温度と水セメント比の他ビニロン繊維混入の有無、供試体加熱時の暴露条件、加熱開始材齢をパラメータとして実験を行い、高温加熱前後の圧縮強度、ヤング係数、動弾性係

数，応力ひずみ曲線および細孔分布等について検討・考察した。この結果，冷間試験における高強度コンクリートの力学的性質について把握した。またビニロン繊維の混入が，高強度コンクリートの爆裂防止として，効果があることを確認した。

第3章は，骨材の相違による600℃までの高温加熱を受けた高強度コンクリートの力学的性質に関する研究である。2章と同様に冷間試験による結果を示す。ここでは，水セメント比を30%一定として，耐火性の異なる硬質砂岩，石灰岩および膨張頁岩との比較，粗骨材の有無の影響について検討・考察した。この結果，骨材の違いによって高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質に大きく影響を及ぼすことを確認した。

第4章は，600℃までの高温加熱下における高強度コンクリート（W/C=20～50%）の力学的性質に関する研究である。これは，熱間試験で実施しており，加熱温度と水セメント比をパラメータとした。圧縮強度，ヤング係数，応力ひずみ曲線について測定し，検討・考察を加えた。この結果，熱間試験における高強度コンクリートの力学的性質について把握した。

第5章は，2章の実験結果に基づいて，加熱温度をパラメータとして，2通りの強度推定式を提案し，実験値との相関性を確認した。この結果，セメント水比と加熱前の圧縮強度の関係から，また加熱後のコンクリートの空隙率から加熱後の圧縮強度を概ね推定できることを示した。

第6章では，火災時における鉄筋コンクリート柱内部の熱・水分移動の性状把握を目的とし，高強度コンクリート（実強度100N/mm²）を使用した鋼板拘束鉄筋コンクリート柱（以下鋼板拘束RC柱）および鉄筋コンクリート柱（以下RC柱）試験体に対し3時間耐火加熱試験を実施した。その結果，高強度コンクリートを使用したコンクリート部材の耐火性能の確認と火災加熱を受けるコンクリート柱部材の温度分布，含水分布および水蒸気圧の変化について把握した。

第7章では，高強度コンクリートを使用したRC柱部材の火災時の変形状を解析的に検討した。まず既往のRC柱部材の実験結果と解析によって得られる値との整合性を検討した。その結果，本解析法により火災時の変形状を推定できることがわかった。次に実際に40層程度の超高層RC造として設計した柱部材（Fc80N/mm²）を対象として，軸力比，コンクリート強度，部材断面をパラメータとしてシミュレーションを行い，実設計への適用性を試みた。

第8章は，結論である。本研究の各章の結論をまとめて示した。

参考文献（第1章）

- [1.1] 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報告集, Vol.18, No.1, pp.657-662, 1996
- [1.2] 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報告集, Vol.19, No.1, pp.631-636, 1997
- [1.3] 西垣太郎, 黒羽健嗣, 黒岩秀介, 道越真太郎, 谷田貝健: 超高度コンクリート (F_c100N/mm^2 クラス) を用いたRC構造物の耐火性, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), pp.209-212, 1997.9
- [1.4] 藤中英生, 古平章夫, 米沢敏男, 三井健郎: ポリプロピレン繊維を混入した高強度コンクリートのRC柱の耐火性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州), pp.35-36, 1998.9
- [1.5] 原田 有: 高温を受けたコンクリートの強度と弾性の変化 (第3報), 日本建築学会論文報告集, 第56号, pp.1-7, 1957.6
- [1.6] 古村福次郎: 高温時におけるコンクリートの力学的性質に関する研究 (その1) ~ (その3), 日本建築学会論文報告集, 第172号, pp.11-18, 1970.6, 第173号, pp.17-24, 1970.7, 第174号, pp.1-7, 1970.8
- [1.7] 岸谷孝一, 嵩 英雄, 椎葉大和: 20~300°Cの高温にさらされたコンクリートの諸性質, セメントコンクリート, No.315, pp.12-20, 1973.5
- [1.8] 長尾覚博他: 高温履歴を受けるコンクリートの物性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第457号, pp.1~10, 1994
- [1.9] 廣畑光生, 河辺伸二, 岡島達雄, 中村雅之: 高ビーライト系セメントを用いた高強度コンクリートの高温加熱後の諸物性に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.1, pp.669-674, 1996
- [1.10] 廣畑光生, 河辺伸二, 岡島達雄, 賀屋善行: 高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.625~630, 1997
- [1.11] 太田福男, 斎藤辰彦: 高強度化がコンクリートの変形特性について, セメント・コンクリート論文集, No.47, pp.302-307, 1993
- [1.12] 長尾覚博, 中根 淳: 高温加熱されるコンクリートの物性に及ぼす各種要因の影響, セメント・コンクリート論文集, No.46, pp.434-439, 1992
- [1.13] 太田福男, 斎藤辰彦: 高強度火害コンクリートの変形特性について, セメント・コンクリート論文集, No.47, pp.302-307, 1993
- [1.14] 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, 第515号, pp.163-168, 1999.1
- [1.15] Carlos Castillo and A. J. Durrani: Effect of Transient High Temperature on

- High-Strength Concrete, ACI Materials Journal, Vol.87, No.1, pp.47-53, 1990
- [1.16] 河辺伸二, 岡島達雄, 伊藤嘉規: 軽量骨材を用いたコンクリート・モルタルの高温加熱後の力学的性質, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.535-540, 1998
- [1.17] Y.N.Chan, X.Lou, W.Sun: Compressive strength and pore structure of high-performance concrete after exposure to high temperature up to 800°C, Cement and Concrete Research 30, pp.247-251, 2000
- [1.18] 本田義博, 大岡督尚, 藤巻敏之: 高強度コンクリートの耐火性能に関する実験的研究(その1 定常温度の一軸試験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp. 23-24, 1996年9月
- [1.19] 奥山治也, 奥野亨, 佐藤忠博, 嵩英雄: コンクリートの耐熱性におよぼす骨材の影響に関する研究(その1 高温加熱を受けた骨材およびコンクリートの性状の変化), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp. 217-218, 昭和48年10月
- [1.20] 山根昭, 嵩英雄, 谷出直義: 高温加熱されたコンクリートの諸性質に関する研究 第1報, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp. 265-266, 昭和44年8月
- [1.21] 嵩英雄, 山根昭, 金井武明: 石灰石コンクリートの強度・弾性に及ぼす100°C~400°Cの高温加熱の影響について, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp. 159-160, 昭和46年11月
- [1.22] 谷出直義, 嵩英雄, 山根昭: 高温加熱されたコンクリートの諸性質に関する研究 第2報, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp. 163-164, 昭和44年8月
- [1.23] 井上明人, 飛坂基夫, 榊田佳寛: 高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp. 531-532, 1990年10月
- [1.24] 大角昇, 飛坂基夫, 清水昭之, 真野孝次: 高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究(第4報 耐火塗料による爆裂防止に関する実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), pp. 403-404, 1992年8月
- [1.25] 大角昇, 飛坂基夫, 井上明人: 高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究(第5報 柱部材を想定した試験体による実験II), 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp. 1099-1100, 1993年9月
- [1.26] 飛坂基夫, 斉藤勇造: コンクリートの耐火性に及ぼす水セメント比及び含水の影響に関する一実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp. 471-472, 昭和62年10月
- [1.27] 中川輝雄, 清川博, 青木治雄: 超高強度コンクリートの実用性と品質の基礎的検討(その3 耐火性), 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp. 533-534, 1990年10月
- [1.28] Carlos Castillo, A.J.Durrani: Effect of Transient High Temperature on High-Strength Concrete, ACI Materials Journal, Technical Paper, Title no.87-M7,

pp.47-53, January-February 1990

- [1.29] R.Sarshar, G.A.Khoury : Material and environment factors influencing the compressive strength of unsealed cement paste and concrete at high temperature, Magazine of Concrete Research, 1993, 45, No.162, Mar., 51-61
- [1.30] Sammy Y.N.Chan, Gai-fai Peng and John K.W.Chan : Comparison between high strength concrete and normal strength concrete subjected to high temperature, Material and Structure, Vol.29, December 1996, pp.616-619
- [1.31] 田澤栄一, 南 和孝, 影山 智, 渡辺恭史 : 高温の影響を受けるコンクリートの力学的特性に及ぼす骨材種類の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.9, No.1, pp.13-18, 1987
- [1.32] U.Schneider 著, (森永繁 訳) : コンクリートの熱的性質, 技報堂, 1983 年
- [1.33] 原田有 : 建築耐火構法, 工業調査会, 1973 年
- [1.34] 日本建築学会材料施工委員会第1分科会・耐熱コンクリート研究小委員会 : 長期間熱を受けたコンクリート (耐熱コンクリート) の性質と問題点, 1984.3

第2章 高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質

(冷間試験)

- 2. 1 緒言
- 2. 2 実験概要
 - 2.2.1 実験の組合せ
 - 2.2.2 使用材料および調合
 - 2.2.3 測定項目と測定方法
 - 2.2.4 供試体の製作および養生方法
 - 2.2.5 加熱条件
- 2. 3 実験結果および考察
 - 2.3.1 フレッシュ性状および実験開始時強度
 - 2.3.2 外観観察
 - 2.3.3 圧縮強度
 - 2.3.4 ヤング係数
 - 2.3.5 動弾性係数
 - 2.3.6 質量減少率
 - 2.3.7 応力ひずみ関係
 - 2.3.8 総細孔量
- 2. 4 まとめ

2. 1 緒 言

高温加熱を受けたコンクリートの力学的性質に関しては、第1章で述べたように普通強度のコンクリートについては多くの研究報告がなされているものの、高強度コンクリートについては、この数年幾つかの報告がされてきているが、まだ十分解明されていない。

本章では、高温加熱（100～600℃）した後、常温まで冷却してからの載荷試験（冷間試験）により高強度コンクリートの力学的性質の把握を目的とし、実験的に検討・考察を加えた。また火災時の高強度コンクリートの爆裂防止対策の1つとしてビニロン繊維を採り上げ、その効果についても併せて比較・検討した。

2. 2 実験概要

2.2.1 実験の組合せ

実験条件は、表-2.1 に示す水結合材比（以下 W/B と称す）5水準、ビニロン繊維（以下 VF）の混入の有無、加熱時の暴露条件2水準、加熱温度（常温 20℃を含む）7水準、加熱開始材齢2水準とした。なお、供試体の表記方法は、原則として(1) ビニロン繊維混入の有無-(2) W/B-(3)加熱時の暴露条件-(4)加熱温度-(5)加熱開始材齢の順に略号で示した。

表-2.1 試験条件

項 目	摘 要	水準数
ビニロン繊維の混入の有無	有り (VF) , 無し (N)	2
水結合材比	50%, 40%, 30%, 25%, 20%	5
加熱時の暴露条件	シール (S) , アンシール (U)	2
加熱温度	20℃ (常温) , 100℃, 200℃, 300℃, 400℃, 500℃, 600℃	7
加熱開始材齢	28 日(28D), 91 日(91D)	2

2.2.2 使用材料および調合

使用材料は、セメント(C)として普通ポルトランドセメント、細骨材(S)として木更津産陸砂、粗骨材(G)として青梅産碎石（硬質砂岩）を使用した。使用した骨材の品質を表-2.2 に示す。なお高温加熱を受けたコンクリートの力学的性質は骨材の影響を無視できないが^{[2.1]~[2.3]}、この実験では、都心部に於て $F_c 60 \sim 80 \text{ N/mm}^2$ 級の高強度コンクリートに使用可能な骨材を選定した。W/B=20%の高強度コンクリートは、混和材としてノルウェー産シリカフェーム（以下 SF、密度： 2.22 g/cm^3 、比表面積： $19.65 \text{ m}^2/\text{g}$ 、平均粒径： $0.15 \mu\text{m}$ ）を使用し

た。SFは、セメント質量の内割り10%混入とした。また高強度コンクリートの爆裂防止として用いたビニロン繊維（密度：1.3g/cm³，引張強度：900N/mm²，ヤング係数：2.9×10⁴N/mm²）は、直径0.2mm，長さ12mmのものをW/B=20～30%の高強度コンクリートについて使用した。また混和剤(Ad.)は、W/B=50%に対してリグニンスルホン酸化合物およびポリオール複合体を主成分とするAE減水剤，W/B=20～40%に対してポリカルボン酸系高性能AE減水剤を使用した。

各コンクリートの調合条件は、W/B=40%、50%では目標スランプを21±2.5cm，W/B=20～30%については、目標スランプフロー値を55±10cmとした。また、ビニロン繊維を混入するコンクリートについては、無混入に比べ若干ワーカビリティが低下するのを考慮して目標スランプフロー値を50±10cmとした。目標空気量は、W/B=50%では4.0±1.0%、W/B=20～40%では2.5±1.0%とした。各コンクリートの調合を表-2.3に示す。なおVF混入量は、小型柱模擬部材による耐火試験^[2,4]において爆裂防止効果が認められた混入量より、0.5%/vol. (6.5kg/m³)とした。またVF混入の調合は、表-2.3に示した同一水結合材比の調合にVFを混入して用いた。

表-2.2 骨材の品質

記号	骨材の種類	表乾比重	粗粒率	吸水率 (%)
S	木更津産陸砂	2.60	2.59	1.58
G	青梅産碎石	2.65	6.66	0.75

表-2.3 コンクリートの調合

No.	W/B (%)	単位量 (kg/m ³)					Ad. (C×%)
		W	C	SF	S	G	
1	20	150	675	75	644	872	C×2.9%
2	25	160	640	0	683	925	C×2.25%
3	30	170	567	0	729	914	C×1.5%
4	40	165	413	0	795	988	C×1.0%
5*	50	170	340	0	797	995	C×0.25%

* : AE減水剤使用。他は、高性能AE減水剤使用

2.2.3 測定項目と測定方法

測定項目および測定方法の一覧を表-2.4に示す。各測定は、JISおよび土木学会規準等に準じて実施した。外観観察は、目視により行った。動弾性係数は、縦振動の一次共鳴振動数から求めた。ヤング係数は、コンプレッソメータによった。細孔分布は、自動ポロシメータ（(株)島津製作所製オートポア9200）により水銀圧入方式で測定した。供試体の寸法は、100φ×200mmとした。供試体の本数は、各実験条件に対して3本（細孔分布は、各実験条件について1体）とした。

表-2.4 測定項目および測定方法

測定時期	種類	測定方法等
フレッシュ時	スランプ, スランプフロー, 空気量, 単位容積質量, コンクリート温度	各 JIS 等による
加熱前後	外観観察	目視による
	動弾性係数	JIS A 1127 による
	圧縮強度	JIS A 1108 による
	ヤング係数	JSCE-G 502 による
	応力ひずみ関係	コンプレッソメータによる
	細孔分布	水銀圧入方式による

2.2.4 供試体の製作および養生方法

コンクリートは、容量 100 ℓ のパン型強制練りミキサを使用し、各調合について 160 ℓ (80 ℓ × 2 バッチ) ずつ混練した。供試体は軽量型枠を用いて製作し、打設後 20±3℃, 80±5%RH の恒温恒湿室で湿潤養生とし、翌日封かん養生として、所定の材齢 (28 日, 91 日) まで 20±3℃, 60±5%RH の恒温恒湿室で養生した。

2.2.5 加熱条件

加熱は、プログラム調節器付き電気炉によった。加熱速度は、既往の加熱後載荷試験 (以下冷間試験) によれば JIS A 1304 に基づく標準加熱を除けば、50～500℃/hr の範囲で設定されている。また加熱後の力学的性質の把握を主眼とする実験の場合は、50～150℃/hr の範囲で設定する場合が多い。本実験では、既往の冷間試験を考慮し、供試体の内外温度差を小さくし、熱応力の影響をできるだけ小さくするため約 100℃/hr の加熱速度とした。また計画加熱温度到達後は、図-2.1 に示すように供試体内部温度が均一となるよう 24 時間保持させた。降温は、炉内のファンを作動させながら自然冷却とし、炉内の温度が 50℃程度に下がるまで供試体を放置した。

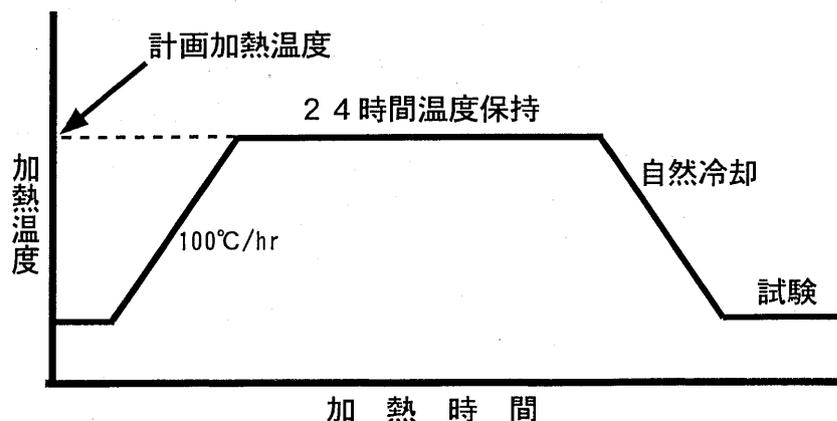


図-2.1 加熱パターン

加熱時の暴露条件は、加熱中に供試体からの水分逸散を認めるアンシール状態（U）と、加熱中に水分逸散が生じないように鋼製容器に密封したシール状態（S）を設定した。これは、コンクリート部材が火災にあった場合、外部コンクリートはアンシール状態、内部コンクリートはシール状態におかれるものと予想されるため、この2条件とした。シール容器の外観を図-2.2に示す。シール容器の端部は、「JIS B 2401 Oリング」を満足する耐熱性の高いOリングを挟み込んだ。シール条件下の加熱温度は、シール容器の耐水蒸気圧能力から100℃と200℃の2水準とした。

加熱開始材齢は、材齢28日と材齢91日の2材齢とした。これは、既往の研究によると標準加熱曲線による加熱温度を与える場合を除けば、材齢28日から材齢91日の間で多くの実験が実施されていることを考慮し、コンクリートの調合の基本となる材齢28日と構造体コンクリート強度の最長管理材齢となる材齢91日を加熱開始材齢とした。また各開始材齢における実験は、各々約14日間で完了した。

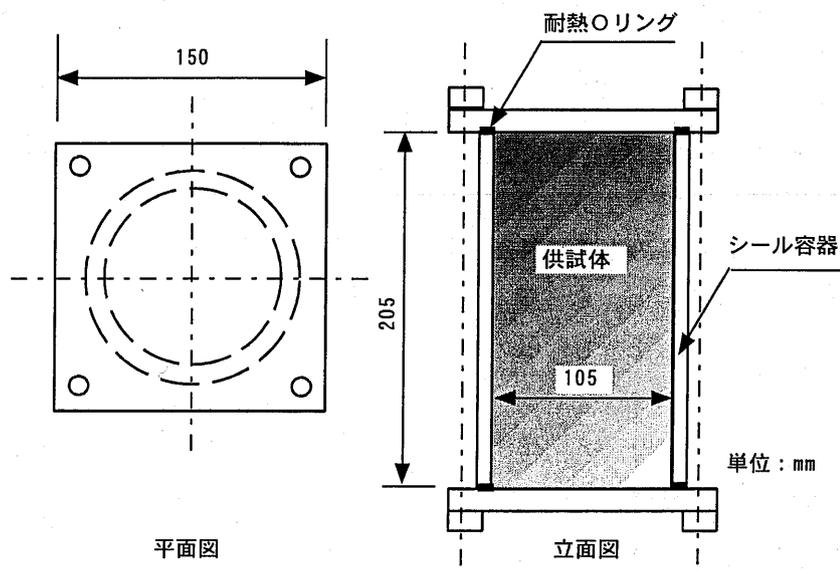


図-2.2 シール容器の外観

2. 3 実験結果および考察

2.3.1 フレッシュ性状および実験開始時強度

コンクリートのフレッシュ性状および加熱実験開始時の強度試験結果を表-2.5に示す。フレッシュ性状は、概ね目標としたスランプ、スランプフローおよび空気量を有するコンクリートを得ることができた。W/B=20%については、VF混入、無混入共に空気量が若干大きめとなった。これはSFの混和が影響したものと考えられる。

表-2.5 コンクリートのフレッシュ性状および加熱開始時の強度性状

No.	スランプ (cm)	スランプ フロー (cm×cm)	単位容積 質量 (kg/m ³)	空気量 (%)	温度 (°C)	強度* (N/mm ²)	ヤング係数* (×10 ⁴ N/mm ²)
N-20%	——	49.0×48.5	2426	3.3	19.0	108.3	4.07
						113.1	4.12
N-25%	——	52.5×53.5	2442	2.5	19.5	95.3	3.94
						100.0	4.05
N-30%	——	54.0×54.5	2401	1.6	17.0	77.1	3.63
						84.6	3.77
N-40%	23.0	——	2378	2.7	16.0	55.4	3.44
						58.8	3.47
N-50%	20.0	——	2262	4.0	15.5	36.5	2.87
						37.2	3.29
VF-20%	——	400×400	2428	3.1	20.5	109.6	4.04
						114.0	4.32
VF-25%	——	505×490	2445	1.7	20.5	90.5	3.91
						97.7	4.03
VF-30%	——	520×535	2413	1.6	19.5	77.0	3.66
						84.0	3.77

*：上段は材齢 28 日，下段は材齢 91 日の結果を示す。

2.3.2 外観観察

加熱開始材齢 28 日の場合，W/B=25～50%の供試体では，加熱温度 400°C 以上になると 0.05mm 以上のひび割れが供試体表面に目立ちはじめ，加熱温度 600°C では供試体の全面にわたり亀甲状にひび割れが生じた。またひび割れ幅も加熱温度が高いほど大きく，加熱温度 600°C では 0.2mm を越えるものも多数発生した。しかし爆裂まで至らなかった。W/B=20%供試体においては，VF 無混入の場合，400°C 以上の加熱では，写真-2.1 に示すように爆裂を生じ，大きなコンクリート片状に破壊した。一方VF 混入供試体は，写真-2.2 に示すように 400°C 以上の加熱においてひび割れや表層部にわずかな損傷が生じるものの爆裂まで至らなかった。

加熱開始材齢 91 日の場合，W/B=25～50%の供試体では，加熱開始材齢 28 日と同様，高温加熱を受けても爆裂は生じなかった。またVF 無混入の W/B=20%供試体では，加熱温

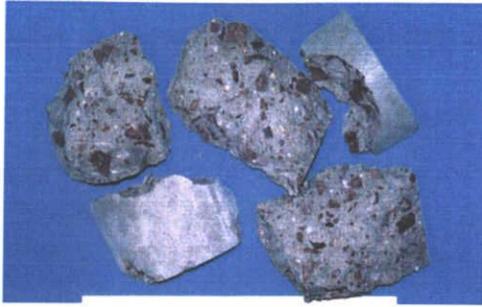


写真-2.1 爆裂した加熱後の供試体
(N-20%-500)

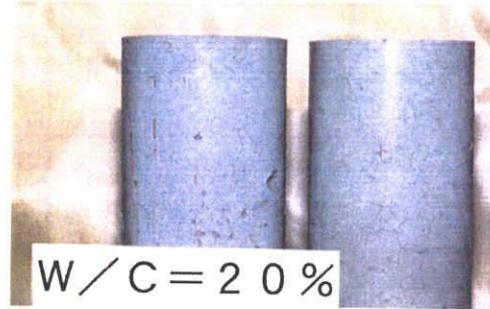


写真-2.2 加熱後のVF混入供試体
(VF-20%-600)

度 400℃まで爆裂を生じなかった。これは、加熱開始材齢 28 日に比べて水和が進行しており、含水率も若干小さくなったことが影響したものと推察する。なおVF混入のコンクリートは、すべて爆裂を生じなかった。VFの混入により爆裂が防止できたのは、図-2.3のDSC曲線で示すようにVFが約 220℃から軟化し始め 250℃で完全に熔融・気化する。その結果コンクリート中に多数の空隙部ができ、水分移動が容易となりコンクリート表層部の蒸気圧を低減したことによると推察する。加熱なしの供試体と加熱温度 300℃で加熱後の供試体を調べたところ、写真-2.3、写真-2.4 に示すように加熱後の試験体を割って目視した範囲では、VFは存在しておらず、総て気化したことを確認した。以上の観察結果から、常温時の圧縮強度が 100N/mm² を超える高強度コンクリートの爆裂防止対策としてVFの混入が有効な手段の一つになり得ることを確認した。

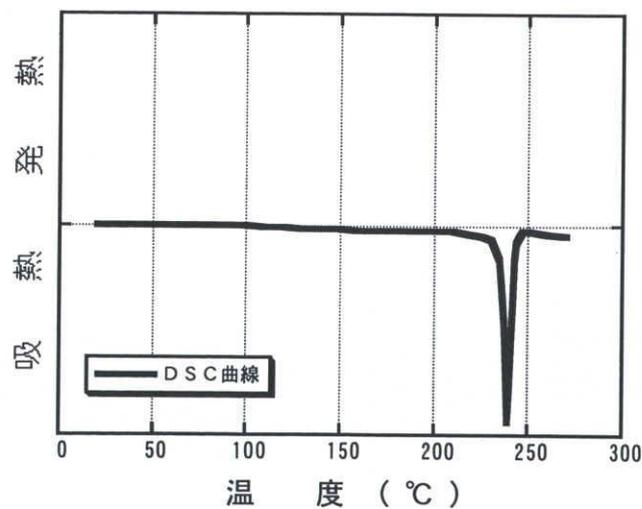


図-2.3 DSC曲線



写真-2.3 加熱前の供試体
(VF-25%-U-20)



写真-2.4 加熱後の供試体
(VF-25%-U-300)

2.3.3 圧縮強度

結合材水比と加熱温度別の圧縮強度の関係を図-2.4、図-2.5 に示す。この結果から、アンシールの場合、爆裂のためデータの無い W/B=20% 供試体を除けば、各加熱温度における圧縮強度は、結合材水比にほぼ比例した。また図-2.4 より加熱温度 300℃～400℃および 500℃～600℃における強度の低下が大きいことがわかる。これは、既往の研究結果^{12,5)}から判断すると、前者が脱水作用の影響、後者がポルトランドライト[Ca(OH)₂]の分解による水分の蒸発が影響したものと推察できる。

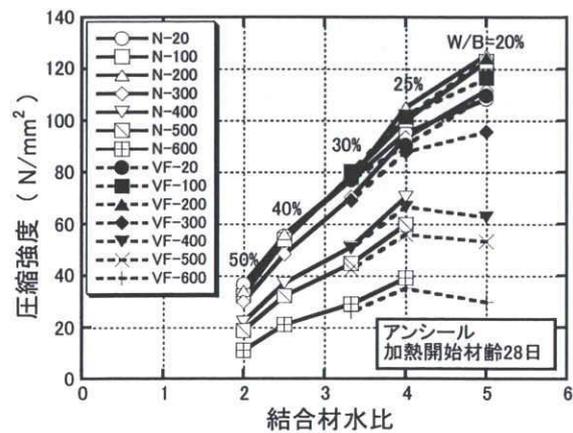


図-2.4 結合材水比と圧縮強度 (アンシール)

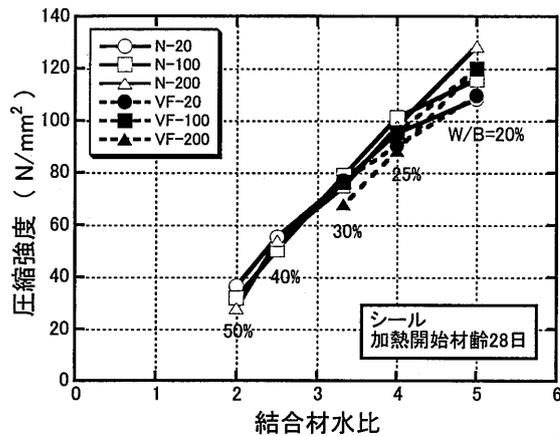


図-2.5 結合材水比と圧縮強度 (シーラ)

V F 混入供試体の加熱後の圧縮強度は、W/B=20%を除いてV F 無混入の同一水結合材比のコンクリートと同程度になった。一方 W/B=20%の場合、加熱温度 300℃以上の圧縮強度は、W/B=25%と同程度か、若干低い強度を示し、V F 混入により爆裂防止効果はあるものの、加熱後の圧縮強度の低下が大きいことが分かった。

加熱温度と圧縮強度の関係の一部を図-2.6 に示す。加熱開始材齢 28 日におけるアンシーラの W/B=20%、25%では加熱温度 100℃、200℃においては常温よりも高い圧縮強度を示し、加熱温度 300℃で常温時と同程度を示し、300℃を超えると爆裂または著しい強度低下を示した。また W/B=30%以上では、加熱温度 100℃～300℃においては常温よりも圧縮強度が若干低くなり、加熱温度 300℃を超えると水結合材比の小さいものほど大きな強度低下

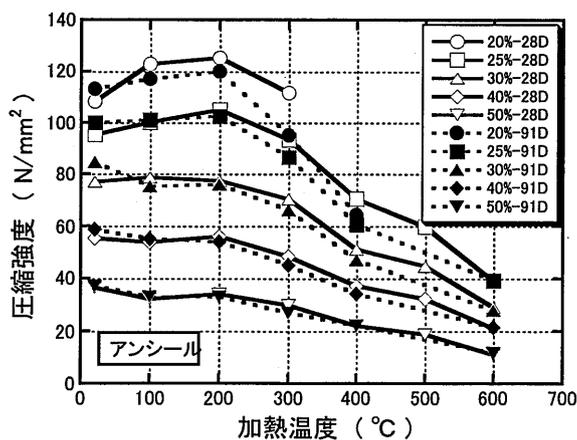


図-2.6 加熱温度と圧縮強度

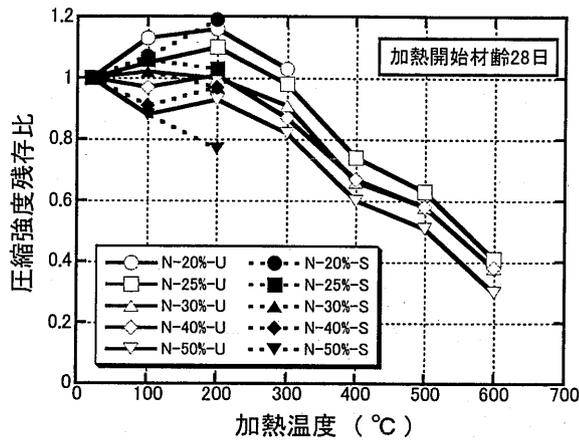


図-2.7 加熱温度と圧縮強度残存比

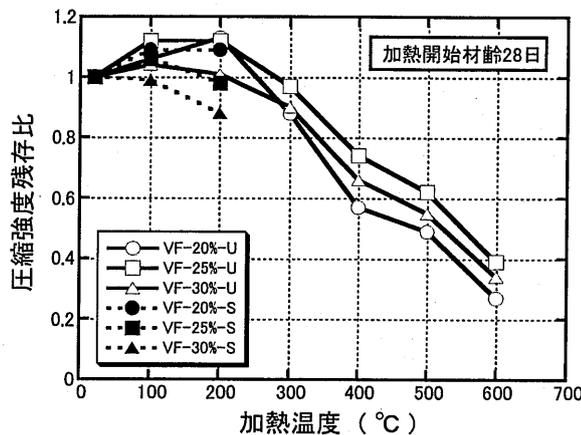


図-2.8 加熱温度と圧縮強度残存比

を生じた。加熱温度 600°Cにおける強度は、爆裂した W/B=20%を除けば水結合材比の小さいものほど高い圧縮強度を示した。加熱開始材齢 91 日では、加熱開始材齢 28 日に比べ加熱温度 100°C, 200°Cにおける強度増加が少なく、また加熱温度 300°C以上の強度低下が大きくなった。

加熱開始材齢 28 日における加熱温度と圧縮強度残存比の関係を図-2.7, 図-2.8 に示す。ここで圧縮強度残存比は、20°Cの圧縮強度に対する各加熱温度における圧縮強度の比とする。図-2.7 から、アンシールの場合、W/B=20, 25%については加熱温度 200°Cまで強度増加を示し、加熱温度 300°Cで常温と同程度、加熱温度 300°Cを超えると常温以下に低下した。特に N-20%-U-200°C-28D 供試体では、常温供試体の 1.16 倍の圧縮強度残存比を示した。W/B=30, 40%では加熱温度 200°Cまで常温供試体と同程度の強度を示し、加熱温度 200°Cを超えると常温時以下の圧縮強度残存比まで低下した。また圧縮強度残存比は、爆裂の場

合を除けば、水結合材比の低いものほど加熱後の圧縮強度残存比が若干大きい傾向を示した。

一方シールの場合も W/B=20, 25%では強度増加を示し、N-20%-S-200℃-28D 供試体は、加熱温度 200℃で常温供試体の 1.19 倍の圧縮強度残存比を示した。しかし W/B=30~50%では、常温の強度と同程度または低い強度となった。また VF 混入の場合も、図-2.8 に示すように W/B=20%を除いて VF 無混入の場合と同様の傾向を示した。VF-20%-U については、加熱温度 200℃以上において強度低下が大きく、W/B=25%, 30%よりも低い残存比を示した。

加熱開始材齢 91 日における加熱温度と圧縮強度残存比の関係を図-2.9 に示す。アンシーラの場合、W/B=20, 25%では加熱温度 200℃まで強度増加を示すが、加熱開始材齢 28 日に比べその増加は少ない。加熱温度 200℃を超えると総べて強度低下を示しており、特に加熱温度 400℃以上における圧縮強度残存比は、水結合材比によらず概ね一致した。また加熱温度 600℃を受けた後においても常温時の 0.3~0.4 の残存比を保つことが分かった。シーラの場合も加熱開始材齢 28 日の場合と傾向は似ているが、W/B=20, 25%の加熱温度 200℃における強度増加は、加熱開始材齢 28 日に比べ小さくなった。またシーラの場合 W/B=30, 40%の加熱温度 100℃で常温より強度が低下し、加熱温度 200℃常温の強度まで回復する傾向を示した。

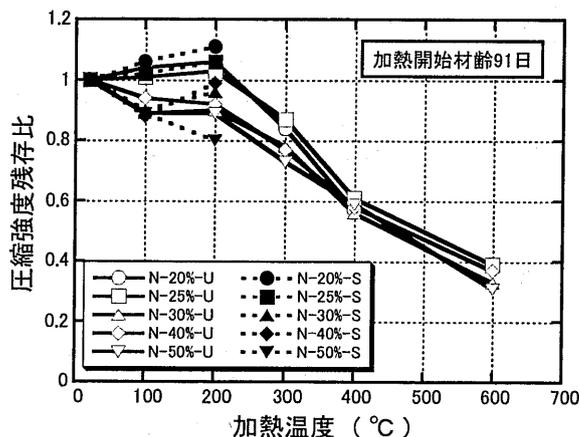


図-2.9 加熱温度と圧縮強度残存比

以上の結果から、W/B=20~30%の高強度コンクリートは、加熱開始材齢が早い場合は、加熱温度 100℃, 200℃においてセメントの水和の影響により強度の増加が認められる。また W/B=20~30%の高強度コンクリートは、普通強度のコンクリートに比べ圧縮強度の低下が大きいものの、圧縮強度残存比で比較すると、爆裂を防止することにより、加熱温度 600℃においても普通強度のコンクリートと同等以上の圧縮強度残存比 0.3~0.4 を得ることができるとなどが分かった。

2.3.4 ヤング係数

各加熱温度における結合材水比とヤング係数の関係を図-2.10、図-2.11 に示す。アンシールの場合、VF の混入の有無に関係なく、加熱温度が高いほどヤング係数は低下し、水結合材比の低い方が大きなヤング係数を示した。W/B=20%, 25%では、加熱温度 100℃, 200℃において強度の増加が認められたが、ヤング係数は、増加することなく加熱温度が高いほど低下した。一方シールの場合、加熱温度 100℃, 200℃においてアンシールの値よりも大きな値を示した。これは供試体のシールにより水分蒸発が抑制されたことによると考えられる。またシールした場合の常温および加熱温度 100℃のヤング係数では同程度、加熱温度 200℃における W/B=30~50%は常温よりも若干低いものの、W/B=20%, 25%は、常温と同程度の値を示した。加熱開始材齢 91 日においても同様の傾向を示した。

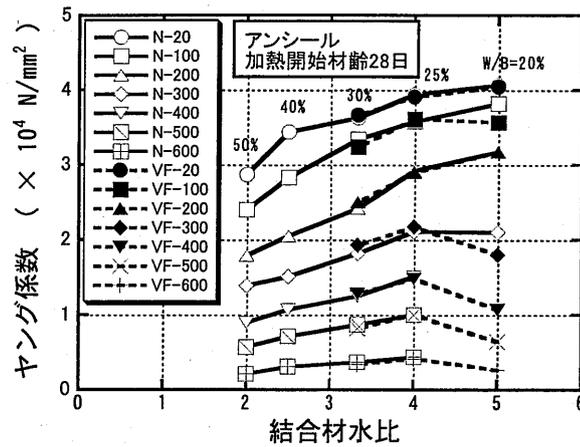


図-2.10 結合材水比とヤング係数

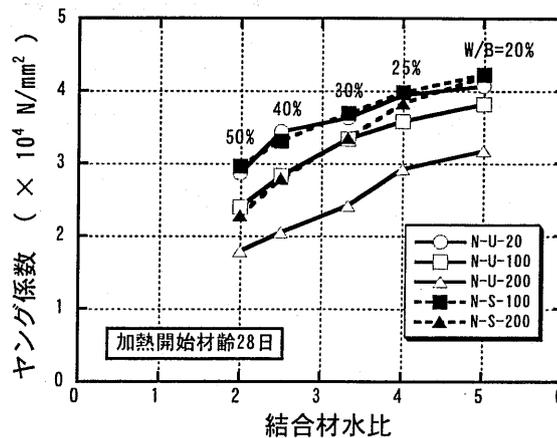


図-2.11 結合材水比とヤング係数

VF混入の場合も概ねVF無混入と同程度のヤング係数を示した。VF-20%-U 供試体は、加熱温度 300℃以上の低下が大きく、圧縮強度同様 VF-25%-U 供試体よりも小さな値を示した。

加熱温度とヤング係数残存比の関係の一例を図-2.12 に示す。ここでヤング係数残存比は、20℃のヤング係数に対する各加熱温度におけるヤング係数の比とした。ヤング係数残存比は、加熱後においてアンシール、シール共に水結合材比の小さい方が若干大きい傾向を示した。アンシールでは、加熱温度が高くなるに従いこの差は小さくなる傾向にある。またヤング係数残存比は、加熱温度に対しほぼ直線的に低下し、加熱温度 600℃の場合、水結合材比に関係なく 0.1 程度まで低下することが分かった。シール条件では、アンシールに比べヤング係数残存比の低下が小さく、加熱温度 200℃における W/B=20, 25%では常温供試体と同程度、W/B=30~50%では 0.8 以上のヤング係数残存比を示した。加熱開始材齢 91 日においてもほぼ同様の性状を示した。

以上の結果から、アンシールにおける W/B=20~30%の高強度コンクリートのヤング係数は、加熱温度が高くなるほど低下する。また爆裂を防止すれば、普通強度のコンクリートと同程度のヤング係数残存比を確保できるものの、加熱温度 600℃では常温時の 10%まで低下することが分かった。一方シールの場合は、ヤング係数の低下が小さく、加熱温度 200℃においてもヤング係数残存比 0.8 を確保できることが分かった。

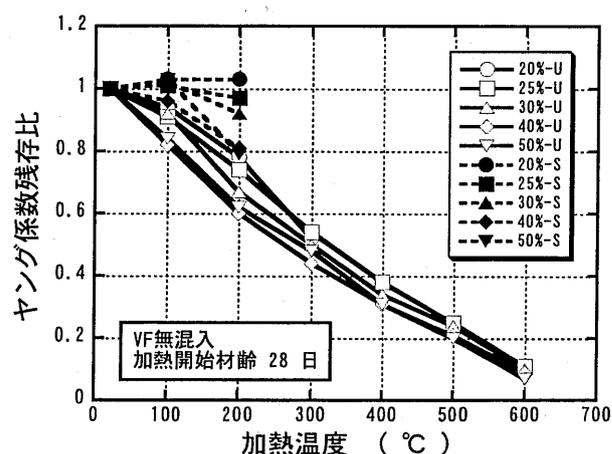


図-2.12 加熱温度とヤング係数残存比

2.3.5 動弾性係数

加熱後の加熱開始材齢 28 日におけるヤング係数と動弾性係数の関係の一部を図-2.13 に示す。この結果から加熱温度、水結合材比、シールの有無および加熱開始材齢によらずヤング係数と動弾性係数との相関性が高い（相関係数 $R=0.995$ ）ことが分かる。また VF 混入の場合においても概ね同様の結果を示した。このことから加熱後強度試験を行わなくても、

動弾性係数を測定することでヤング係数の推定が可能であることが分かる。

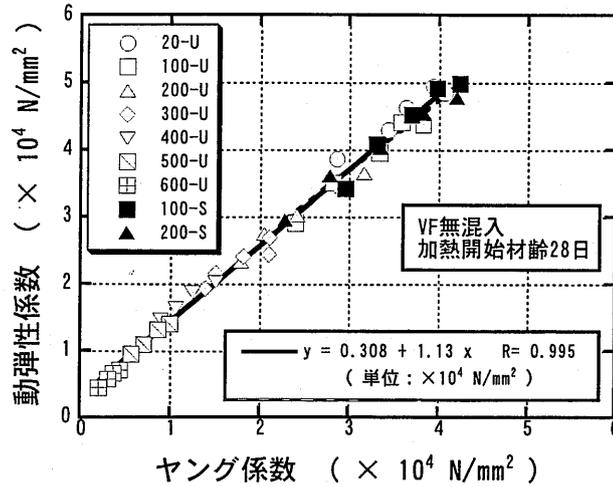


図-2.13 ヤング係数と動弾性係数

2.3.6 質量減少率

加熱温度と質量減少率 [加熱前後の質量差/加熱前の質量, を百分率で示したもの] の一部を図-2.14に示す。アンシールの場合, 加熱温度 200℃までは急激に質量が減少し, 200℃以上ではやや緩やかに減少する。100~300℃までは水結合材比の大きいものほど質量減少率が大きい。これは, 水結合材比が大きいものほど自由水が多く, 加熱により水蒸気とし

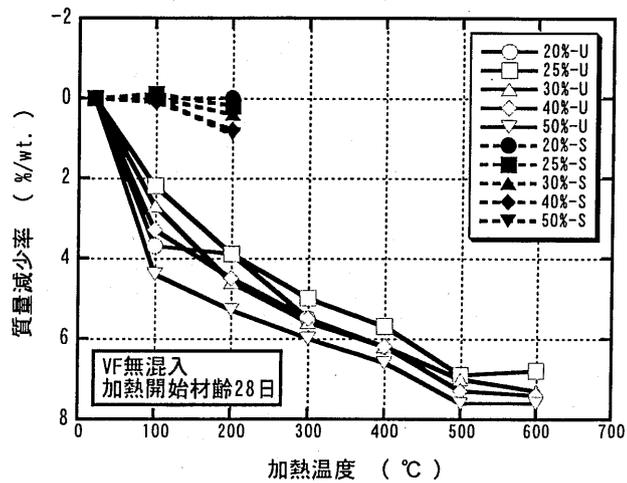


図-2.14 加熱温度と質量減少率

て多く放出したためと推察される。シール条件の場合は、水結合材比が大きいほど加熱後のシール容器と供試体との間隙に供試体から放出された水が滞留し、供試体の質量減少を若干生じた。また加熱開始材齢 91 日の場合および VF 混入の場合においても同様に質量減少の傾向を示した。

2.3.7 応力ひずみ関係

加熱開始材齢 28 日における応力ひずみ曲線の一部 (30%-U, 30%-S) を図-2.15, 図-2.16 に示す。アンシールの場合は、加熱温度が高くなるに従い、最大応力度におけるひずみは大となり、水結合材比, VF 混入の有無によらず、概ね同様の傾向を示した。またシールの場合は、常温から加熱温度 200°C において大差がなく、同様の応力ひずみ曲線を示した。

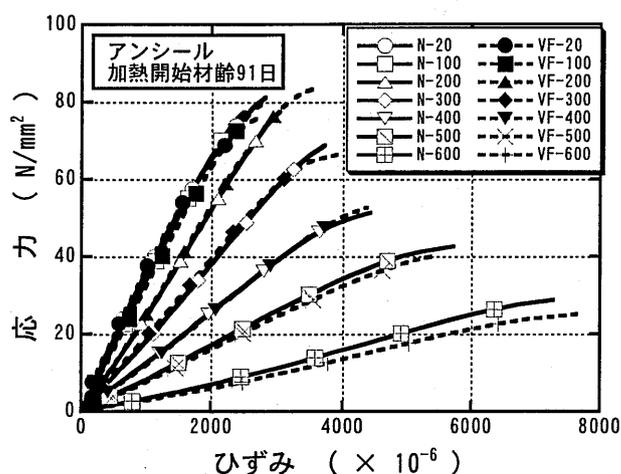


図-2.15 応力ひずみ曲線 (W/B=30%)

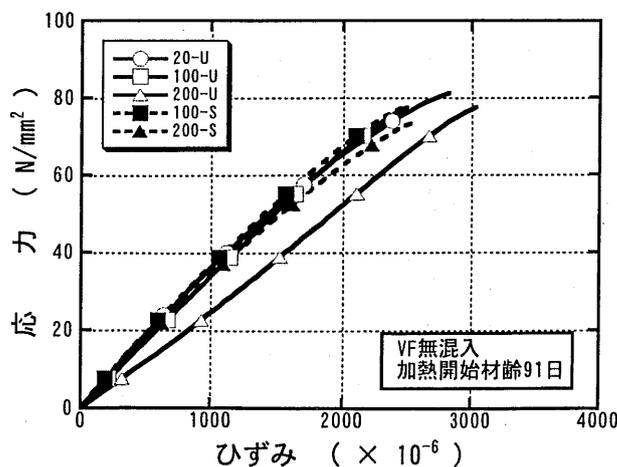


図-2.16 応力ひずみ曲線 (W/B=30%)

各温度別の最大応力度と最大応力度におけるひずみ量の関係を図-2.17, 加熱温度と最大応力度におけるひずみ量の関係を図-2.18 に示す。アンシールの場合, 加熱温度が 100℃を超えると加熱温度の上昇に従い, 最大応力度におけるひずみが大きくなった。これは, コンクリート中の水分蒸発に伴う微細なひび割れの発生, または加熱により増加した空隙がつぶれたことにより最大応力度におけるひずみが大きくなったものと推察される。また低水結合材比になるほど同一加熱温度における最大応力度のひずみは大きくなる傾向を示した。シールの場合, 加熱温度の違いによる最大応力度におけるひずみ量の差が小さく, 最大応力度の高いものほどひずみ量が大きくなった。また同一加熱温度における最大ひずみ量は, アンシールよりも小さくなった。

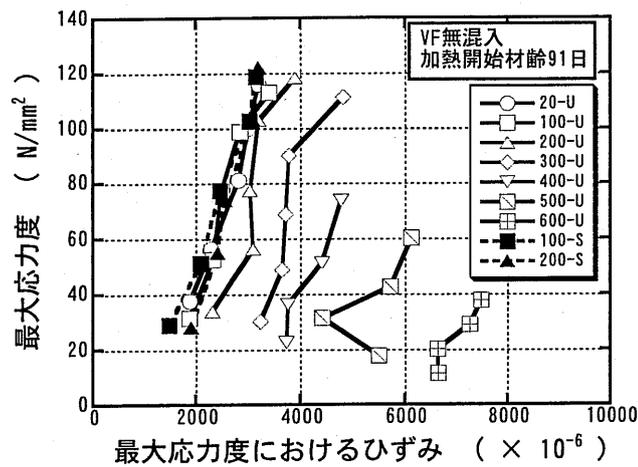


図-2.17 最大応力度とひずみの関係

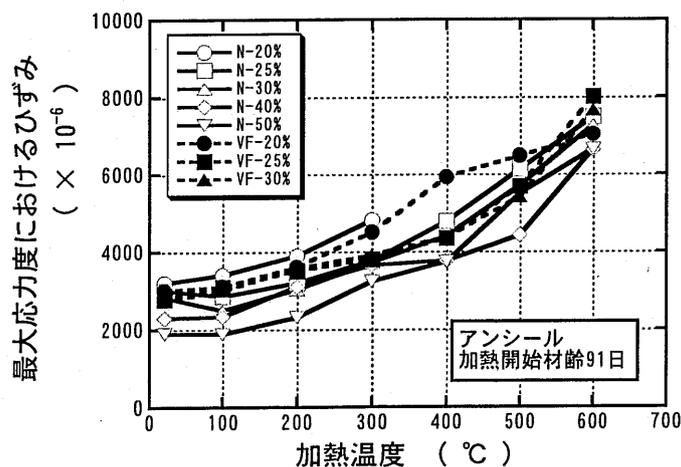


図-2.18 加熱温度と最大ひずみの関係

2.3.8 総細孔量

加熱温度と総細孔量の関係を図-2.19に示す。この結果から、概ね水結合材比が大きいほど、また加熱温度が高いほど総細孔量が大きくなるのがわかる。しかし加熱温度100℃において一部総細孔量が小さくなっている。これは、圧縮強度が高くなることと同様に、加熱による水和の進行が影響していることを裏付けるものと考えられる。圧縮強度と総細孔量の関係を図-2.20に示す。この結果から、水結合材比、加熱温度、加熱時の暴露条件が異なっても、総細孔量は、圧縮強度の高いものほど小さく、その相関性の高いことが認められた。また加熱開始材齢91日においても同様の傾向を示した。

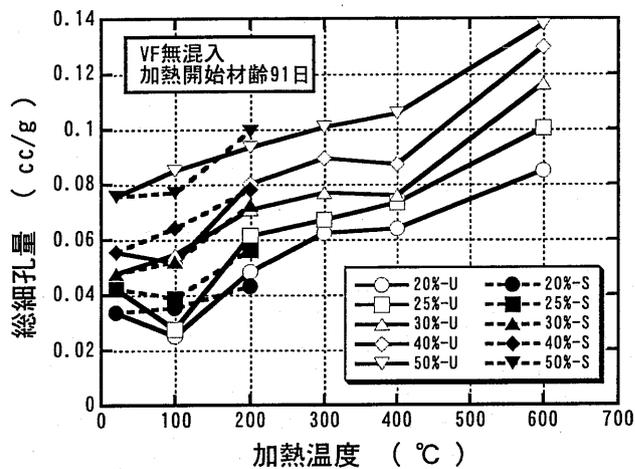


図-2.19 加熱温度と総細孔量

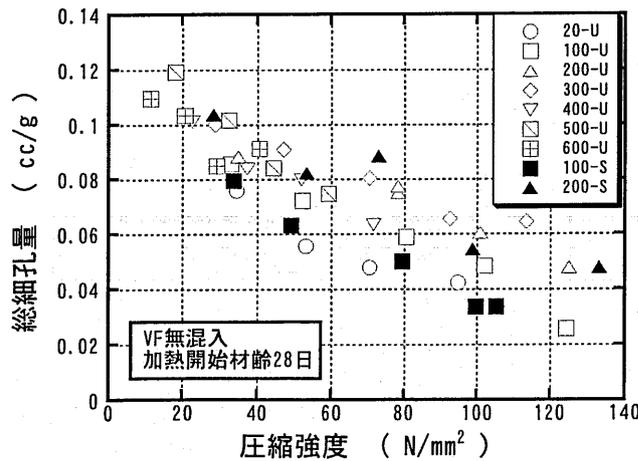


図-2.20 圧縮強度と総細孔量

2. 4 まとめ

本研究では、高温加熱（100～600℃）を24時間受けた高強度コンクリートの力学的性質の把握を目的とし、実験的に検討・考察を行い、以下のことがわかった。

- (1) 高強度コンクリート(W/B=20～30%)は、ピニロン繊維を0.5%/vol.混入することにより爆裂防止の可能性はある。
- (2) 高強度コンクリートは、高温加熱後圧縮強度の低下が大きいものの、圧縮強度残存比で比較すると普通強度のコンクリートと同等以上の残存比を示す。
- (3) 高温加熱後の圧縮強度残存比は、アンシールの場合、W/B=20, 25%では加熱温度200℃まで増加し、W/B=30～50%では、常温と同程度の値を示す。また加熱温度300℃以上ではすべて低下する。600℃加熱後の圧縮強度残存比は、0.3～0.4を示す。
- (4) 高強度コンクリートのヤング係数は、加熱温度が高くなるほど低下する。しかし普通強度のコンクリートと同程度のヤング係数残存比を確保できる。600℃加熱後のヤング係数残存比は、0.1まで低下する。一方シールの場合、ヤング係数の低下が小さく、加熱温度200℃においてヤング係数残存比0.8を確保する。
- (5) 動弾性係数は、加熱温度、水結合材比、試験時の暴露条件および加熱開始材齢によらずヤング係数との相関性が高い。
- (6) 応力ひずみ関係は、アンシールの場合、加熱温度が高くなるに従い、最大応力度に対するひずみ量は大きくなる。
- (7) コンクリートの総細孔量は、水結合材比、加熱温度、加熱時の暴露条件が異なっても、圧縮強度が高いほど小さく、圧縮強度との相関性が高い。

参考文献（第2章）

- [2.1] 南 和孝他：微視的溫度応力によるコンクリートのマイクロクラックとその影響，土木学会第41回年次学術講演会梗概集，V，pp.129-130，1986
- [2.2] 井上明人他：高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究（第二報：骨材の岩質及び含水率の影響），日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），pp.739-740，1991.9
- [2.3] 太田福男，土井文好：各種骨材を用いたコンクリートの耐火性とマイクロ波特性に関する研究，セメント・コンクリート論文集，No.48，pp.226-231，1994
- [2.4] 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報告集，Vol.19，No.1，pp.631-636，1997
- [2.5] U.Schneider 著，（森永繁 監訳）：コンクリートの熱的性質，技報堂，1983

第3章 骨材の違いによる高強度コンクリートの力学的性質

(冷間試験)

- 3. 1 緒 言
- 3. 2 実験概要
 - 3.2.1 使用材料
 - 3.2.2 実験の組合せ
 - 3.2.3 コンクリートの調合
 - 3.2.4 測定項目と測定方法
- 3. 3 実験結果および考察
 - 3.3.1 外観観察
 - 3.3.2 圧縮強度
 - 3.3.3 ヤング係数
 - 3.3.4 動弾性係数
 - 3.3.5 質量減少率
 - 3.3.6 応力ひずみ関係
 - 3.3.7 ヤング係数の推定
- 3. 4 まとめ

3. 1 緒 言

高強度コンクリートは、第2章の結果からもわかるように、強度が高いほど火災時に爆裂が生じやすい。また高温加熱時における水分移動が爆裂の発生に大きな影響を与えることが指摘されている^[3.1]。材料面においては、骨材の種類によって爆裂性状、力学的性質が異なり、特に粗骨材の影響が大きいことが指摘されている^[3.2]。また石灰岩や石英片岩を使用した高強度コンクリートでは、硬質砂岩や安山岩に比べて、著しい爆裂を生じることが報告されている^[3.3]。しかし石灰岩は、広い範囲で使用されており、高強度コンクリートにも多く使用されている。このためより多くのデータの収集が必要と考えられる。

一方近年、人工軽量骨材の更なる軽量化やマトリックス部分の高強度化により、密度 1.2～1.6g/cm³、圧縮強度 30N/mm²以上という軽量コンクリートが開発されてきている。将来的には高層建物の施工の効率化、耐震性の向上などの面から高強度・軽量コンクリートが採用されるようになるものと推察される。しかし、この 1.2～1.6g/cm³の軽量コンクリートが高温加熱を受けた物性データは、あまり報告されていない。

そこで本章では、高温加熱（100～600℃）を受けた高強度コンクリートの力学的性状に及ぼす骨材の違いの影響を調べるため、耐火性の異なる硬質砂岩と石灰岩および軽量骨材を粗骨材に使用した高強度コンクリート・モルタルおよび軽量コンクリートを取りあげ、実験的に検討・考察を行った。

3. 2 実験概要

3.2.1 使用材料

使用材料は、セメント(C)として普通ポルトランドセメント、粗骨材(G)として上磯町峩朗産砕石（石灰岩 G1）、青梅産砕石（硬質砂岩 G2）、膨張頁岩に発泡材を混合し、造粒、焼成した人工超軽量骨材（SLG）、細骨材(S)として錦多峰産陸砂(S1)、木更津産陸砂(S2)、既往の軽量コンクリート 2 種に使用されている膨張頁岩の人工軽量骨材（LS）と膨張頁岩微粉末にパーライト微粉末および発泡材を混合し、造粒、焼成した人工超軽量骨材（SLS）を使用した。ここで軽量骨材は、「構造用軽量コンクリート骨材（JIS A 5002）」に示される絶乾密度による区分に従い、区分 M に属するものを「軽量」、区分 L に属するものを「超軽量」と称した。各骨材の品質を表-3.1 に示す。また混和剤は、ポリカルボン酸エーテル系と架橋ポリマーの複合体を主成分とする高性能 AE 減水剤を使用した。

表-3.1 骨材の品質

記号	骨材の種類	密度 (g/cm ³)	粗粒率	吸水率 (%)
G1	峩朗産砕石 (石灰岩)	2.71	6.73	0.60
G2	青梅産砕石 (硬質砂岩)	2.66	6.72	0.75
SLG	超軽量粗骨材 (膨張頁岩)	0.89 ^{*1}	6.44	5.7 ^{*2}
S1	錦多峰産陸砂	2.73	2.67	1.56
S2	木更津産陸砂	2.59	2.70	2.10
LS	軽量細骨材 (膨張頁岩)	1.61 ^{*1}	2.69	15.5
SLS	超軽量細骨材 (膨張頁岩)	0.85 ^{*1}	3.11	5.4 ^{*2}

*1：絶乾密度を示す。その他は表乾密度を示す。

*2：絶乾状態から 30 分後の含水率を示す。

3.2.2 実験の組合せ

実験の組合せは、表-3.2 に示す骨材の組合せ5水準、加熱温度7水準とした。なお水セメント比（以下 W/C 比）は、すべて 30%とした。

表-3.2 実験条件

項目	摘要	水準数
骨材の組合せ	A 調合(G1+S1), B 調合(G2+S2), M 調合(S2), L 調合(SLG+LS), SL 調合(SLG+SLS)	5
水セメント比	30%	1
加熱温度	20℃（常温）, 100℃, 200℃, 300℃, 400℃, 500℃, 600℃	7

3.2.3 コンクリートの調合

各コンクリート・モルタルの調合条件は、目標スランプフロー値を A 調合, L 調合, SL 調合では 50±5cm, B 調合では 60±5cm とした。また M 調合は、B 調合のコンクリートから粗骨材を除いたモルタルであり、高性能 AE 減水剤の使用量を調整して目標モルタルフロー 25±5cm とした。目標空気量は、A 調合, B 調合, M 調合では 3.5±1.0%, L 調合, SL 調合では 4.5±1.0%とした。コンクリート・モルタルの各調合およびフレッシュ性状を表-3.3 に示す。SLG および SLS の軽量骨材は、絶乾状態のものを使用し、表-3.1 に示す 30 分後の含水率に相当する水量を練り混ぜ時に補正した。なお表中の軽量骨材の単位量は、絶乾質量を示す。フレッシュ性状は、概ね目標としたスランプフロー、モルタルフロー、空気量を有するコンクリート、モルタルを得ることができた。

表-3.3 コンクリートの調合

調合	単位量 (kg/m ³)				混和剤 対セメント (%)	スランプ フロ- モルタルフロ- (cm×cm)	単位容 積質量 (kg/m ³)	空気量 (%)
	W	C	S	G				
A (S1+G1)	160	533	732	1000	0.75 %	49.0×48.5	2402	3.1
B (S2+G2)	175	583	707	886	1.1%	64.0×62.0	2297	3.8
M (S2)	267	890	1080	0	0.9%	25.0× 25.0* ²	2277	3.0
L (LS+SLG)	175	583	409* ¹	300* ₁	0.7%	51.0×51.0	1556	3.6
SL (SLS+SLG)	175	583	226* ¹	289* ₁	0.6%	54.0×54.0	1264	3.7

*1：絶乾乾燥状態の質量, *2：モルタルフロー

3.2.4 測定項目と測定方法

主な測定項目は、表-3.4 に示すように加熱前後の外観観察、質量変化、圧縮強度、動弾性係数、ヤング係数、応力ひずみ曲線とした。各測定は、JIS および土木学会規準等に準じて実施した。外観観察は、目視によった。動弾性係数は、縦振動の一次共鳴振動数から求めた。ヤング係数は、コンプレッソメータを用いて測定した。供試体の寸法は、コンクリート・モルタルともに $100\phi \times 200\text{mm}$ とした。供試体の本数は、1条件に対して3本とした。

コンクリートは、容量 100ℓ パン型強制練りミキサを使用し、各調合について 70ℓ ずつ混練りした。供試体は、打設後 $20\pm 3^\circ\text{C}$ 、 $80\pm 5\%\text{RH}$ の恒温恒湿室で湿潤養生とした。翌日封かん養生として実験開始材齢 91 日まで $20\pm 3^\circ\text{C}$ 、 $60\pm 5\%\text{RH}$ の恒温恒湿室で養生した。

加熱は、プログラム調節器付き電気炉によった。加熱速度は、 $100^\circ\text{C}/\text{hr}$ に設定した。加熱パターンを図-3.1 に示す。また計画加熱温度到達後は、炉内温度を 24 時間保持した。降温は、炉内のファンを作動させながら自然冷却とし、炉内温度が 50°C 以下になるまで放置した。強度試験は、炉内温度が 50°C 以下になった後、供試体を取り出し、常温下で実施した。

表-3.4 測定項目および測定方法

測定時期	種類	測定方法等
フレッシュ時	スランプ、スランプフロー、空気量、単位容積質量、コンクリート温度	各 JIS 等による
加熱前後	外観観察	目視による
	動弾性係数	JIS A 1127 による
	圧縮強度	JIS A 1108 による
	ヤング係数	JSCE-G 502 による
	応力ひずみ関係	コンプレッソメータによる

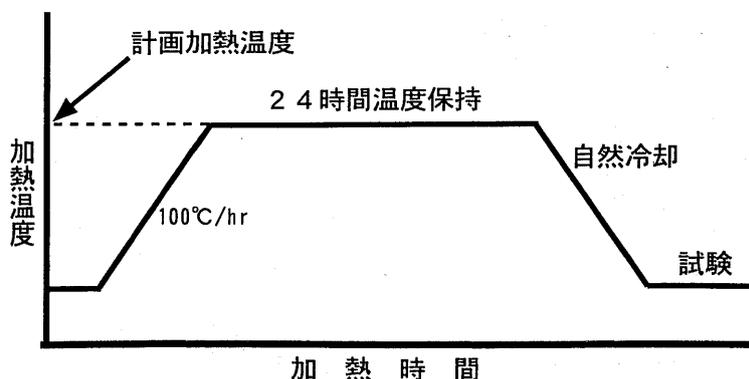


図-3.1 加熱パターン

3. 3 実験結果および考察

3.3.1 外観観察

加熱後の供試体は、全供試体とも爆裂を生じなかった。加熱温度 300℃までは、外観上の変化を認められなかった。しかし加熱温度 400℃以上になると 0.05mm 程度のひび割れが供試体表面に目立ちはじめ、加熱温度 600℃では供試体全面にわたり亀甲状のひび割れが生じた。またひび割れ幅も加熱温度が高くなるほど大きくなり、加熱温度 600℃では 0.2mm を越えるものも多数発生した。骨材の種類の違いおよびコンクリートとモルタルの違いは、特に認められなかった。

3.3.2 圧縮強度

加熱温度と圧縮強度の関係を図-3.2 に示す。また加熱温度と圧縮強度残存比（常温時の圧縮強度に対する各加熱温度における圧縮強度の比）の関係を図-3.3 に示す。

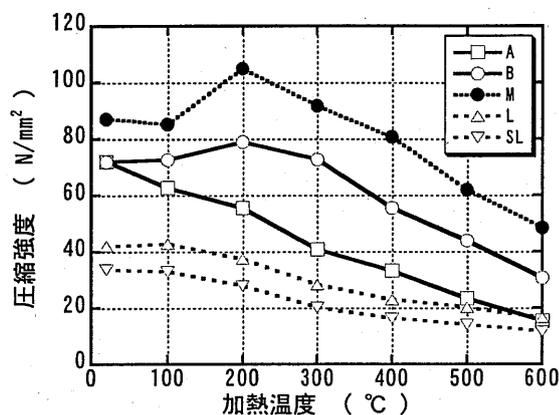


図-3.2 圧縮強度

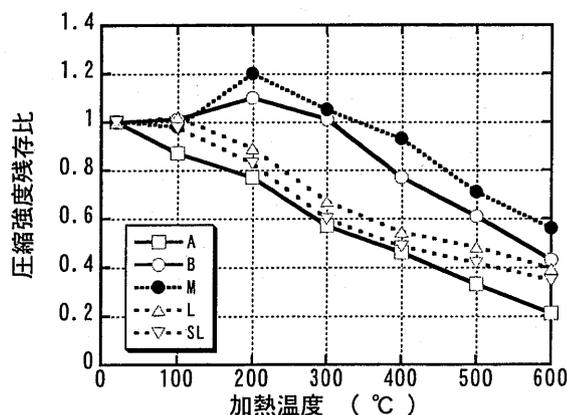


図-3.3 圧縮強度残存比

普通骨材使用の場合、常温では、M 調合の強度が高く、A 調合と B 調合は、ほぼ同程度の強度を示した。しかし加熱後は、A 調合の場合、加熱温度に比例して強度低下が認められ、常温時 72.0N/mm^2 の圧縮強度が加熱温度 600°C 後では 15.4N/mm^2 (圧縮強度残存比でみると 0.21) まで低下した。一方 B 調合と M 調合は、加熱温度 200°C において若干の強度増加が認められた。加熱温度 300°C で常温時の強度と同程度となり、加熱温度 300°C 以上では強度低下が進んだ。加熱温度 600°C における圧縮強度は、B 調合 30.8N/mm^2 (圧縮強度残存比 0.43)、M 調合 48.4N/mm^2 (圧縮強度残存比 0.56) と A 調合に比べかなり高い圧縮強度残存比を示した。この結果から、細骨材の影響も含まれているものの、粗骨材に使用した石灰岩に比べて硬質砂岩の方が高温加熱後の強度低下が小さく、耐火性に優れていると推定される。

一方軽量骨材を使用した L 調合と SL 調合は、加熱温度 100°C では、常温と同程度または若干低い圧縮強度を示し、加熱温度 200°C 以上では加熱温度の上昇に伴い、直線的に強度低下を示した。SL 調合の供試体の圧縮強度は、L 調合のものに比べ常温から加熱温度 600°C まで $5\sim 10\text{N/mm}^2$ 低いが、その差は加熱温度が高くなるほど小さくなった。軽量骨材を使用したコンクリートは、高温時の耐火性に優れていると指摘されている^[3,4]が、本実験の場合、加熱温度 $200\sim 500^\circ\text{C}$ では M 調合や B 調合に比べ圧縮強度残存比もかなり小さく、加熱温度 600°C でやっと B 調合同程度の圧縮強度残存比 0.4 を示した。しかし、軽量骨材を使用したコンクリートは、普通骨材を使用した場合に比べ加熱温度 400°C 以上における圧縮強度の低下が小さく、高温時の耐火性に優れている一面を示したと考えられる。

3.3.3 ヤング係数

加熱温度とヤング係数の関係を図-3.4 に示す。また加熱温度とヤング係数残存比（常温時のヤング係数に対する各加熱温度におけるヤング係数の比）の関係を図-3.5 に示す。普通骨材を使用した場合、常温時のヤング係数は、A 調合がやや大きく、続いて M 調合、B 調合の順に小さな値を示した。加熱後のヤング係数は、総て加熱温度が高くなるほど低下し、圧縮強度よりも低下が大きい。特に A 調合は、加熱温度 400℃までのヤング係数の低下が著しい。この原因の1つとしては、石灰岩と硬質砂岩の熱膨張率が加熱温度 400℃程度までは、概ね同じであるものの、冷却時の収縮率が石灰岩の方が大きいため、モルタル部分に大きなダメージを与えたものと推察する^{[3.5], [3.6]}。

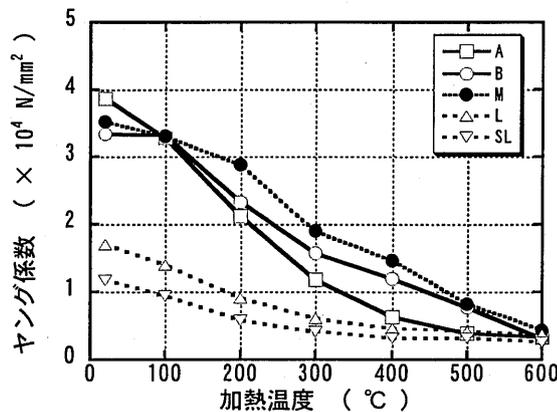


図-3.4 ヤング係数

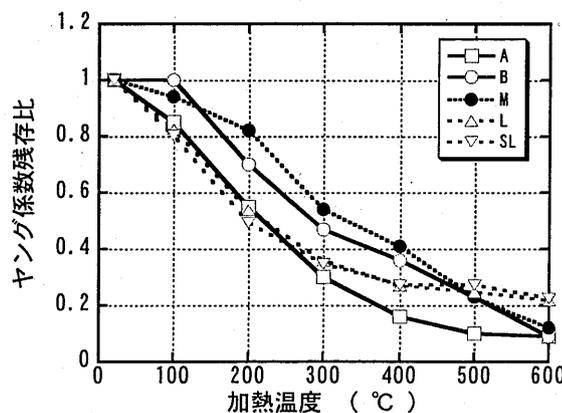


図-3.5 ヤング係数残存比

一方 B 調合と M 調合のヤング係数は、加熱温度 200℃から 400℃において、M 供試体の方が若干大きな値を示しているものの、概ね同様のヤング係数の低下を示した。また加熱温度 600℃におけるヤング係数は、3 調合ともほぼ同じ値を示しており、ヤング係数残存比として 0.1 まで大きく低下した。

同様に軽量骨材を使用したコンクリートのヤング係数も、加熱温度が高いほど低下した。SL 調合のヤング係数は、常温から加熱温度 600℃まで L 調合よりも低いものの、ヤング係数残存比ではほぼ同じ値を示した。また普通骨材を用いたコンクリートに比べ加熱温度 300℃以上における低下は小さく、加熱温度 500℃以上では A 調合や M 調合よりも大きなヤング係数残存比を示した。これは、普通骨材と軽量骨材のヤング係数および熱膨張率の相違がコンクリートに影響したものと推察する。

3.3.4 動弾性係数

ヤング係数と動弾性係数の関係を図-3.6 に示す。この結果から、加熱の有無、加熱温度、骨材の種類に関わらずヤング係数と動弾性係数との相関性が高い（相関係数 $R=0.984$ ）ことがわかる。このことから、加熱後の強度試験を行わなくても、動弾性係数を測定することでヤング係数の推定ができる。

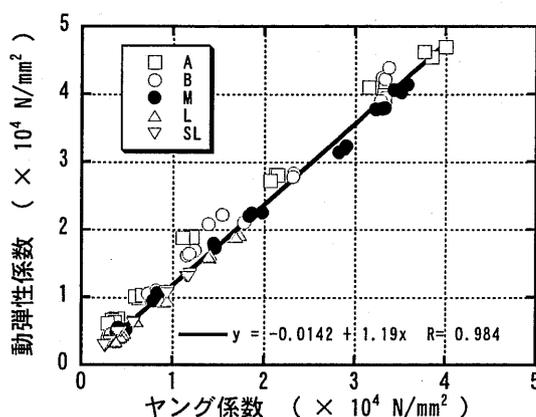


図-3.6 ヤング係数と動弾性係数

3.3.5 質量減少率

加熱温度と質量減少率（加熱前後の質量差／加熱前の供試体質量、を百分率で示したもの）を図-3.7 に示す。加熱温度 200℃までは全シリーズのコンクリートとも急激に質量が減少し、200℃以上ではやや緩やかに減少した。質量減少率の差は、単位水量および骨材の吸水率の違いによる骨材中に含まれていた水分量の差によると考えられる。

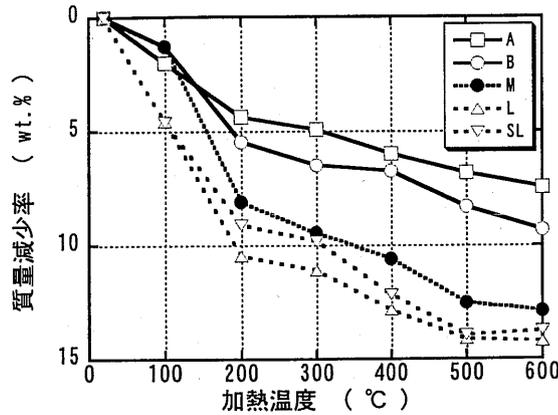


図-3.7 質量減少率

3.3.6 応力ひずみ関係

加熱温度と最大応力度におけるひずみ (ϵ_{max}) の関係を図-3.8 に示す。普通骨材を用いた場合、各加熱温度における ϵ_{max} は、M 調合が最も大きく、続いて B 調合、A 調合の順となった。また各供試体とも加熱温度 100°C 以上になると ϵ_{max} も大きくなり、特に加熱温度 400°C 以上になると、 ϵ_{max} が急増した。また軽量骨材を用いた場合、SL 調合は、L 調合に比べ常温時の ϵ_{max} も大きく、加熱温度の上昇に伴いひずみが増加した。加熱温度 200°C 以上では、その増加は小さくなるものの加熱温度 600°C まで増加した。軽量骨材を用いた場合の加熱温度による ϵ_{max} の変化は、普通骨材を用いた場合と大きく異なった。普通骨材を用いた場合では、常温から加熱温度 200°C までの ϵ_{max} の増加は小さいけれども、加熱温度 200°C 以上になると急激な ϵ_{max} の増加を示した。これは、ヤング係数と同様に骨材のヤング係数および熱膨張率の相違がコンクリートに影響したものと推察する。

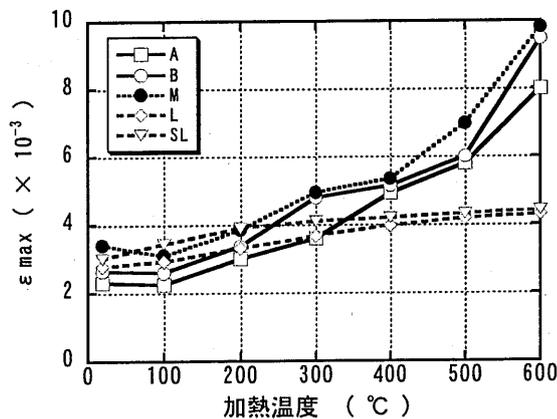


図-3.8 加熱温度と ϵ_{max}

3.3.7 ヤング係数の推定

日本建築学会「鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説」に定めるヤング係数規準式を基に、加熱温度の影響を考慮したヤング係数の推定式(3.1), (3.2)を提案する。普通骨材の場合には、1999年版の規準式、軽量骨材の場合には、1991年版の規準式に適用した。なお式(3.1), 式(3.2)に含まれる $K(\theta)$ は、加熱温度補正係数と称し、実験値より定めている。

$$\text{(普通骨材)} \quad E_{\theta} = K(\theta) \times 3.35 \times 10^4 \times (\gamma_{\theta} / 2.4)^2 \times (\sigma_{\theta} / 60)^{1/3} \quad \dots\dots(3.1)$$

$$\text{(軽量骨材)} \quad E_{\theta} = K(\theta) \times 2.1 \times 10^4 \times (\gamma_{\theta} / 2.3)^{1.5} \times (\sigma_{\theta} / 20)^{1/2} \quad \dots\dots(3.2)$$

E_{θ} : θ °C加熱後のヤング係数(N/mm²)

γ_{θ} : θ °C加熱後の単位容積質量(t/m³)

σ_{θ} : θ °C加熱後の圧縮強度(N/mm²)

$K(\theta)$: θ °Cにおける加熱温度補正係数

($K(\theta) = a \times \theta + b$ a, bは実験定数)

ヤング係数の実験値と推定値の比較を図-3.9に示す。適切な加熱温度補正係数を定めることにより、加熱後の単位容積質量と圧縮強度から加熱後のヤング係数を概ね推定できることがわかる。

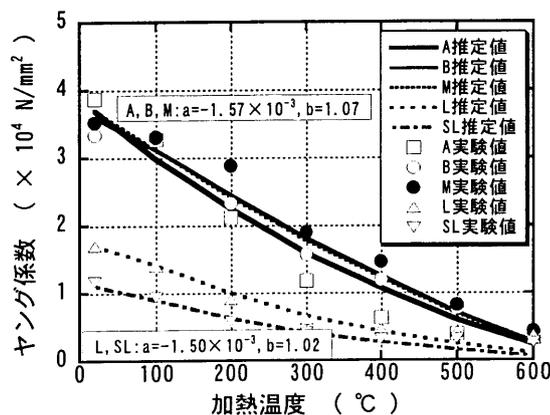


図-3.9 ヤング係数の推定

3. 4 まとめ

高温加熱を受けた高強度コンクリートの力学的性状におよぼす骨材の影響について実験的に検討を行い、以下のことがわかった。

- (1) 加熱温度が高いほど圧縮強度は低下する。しかし骨材の種類によって圧縮強度の低下が異なり、600℃加熱後の圧縮強度残存比は、0.2～0.6 と大きく異なる。
- (2) ヤング係数も圧縮強度と同様、加熱温度が高いほど低下する。600℃加熱後のヤング係数残存比は、0.1～0.2 まで低下し、軽量骨材を使用したコンクリートの低下が大きい。
- (3) 粗骨材に石灰岩を使用した高強度コンクリートに比べて粗骨材に硬質砂岩を使用した方が、熱に対する力学的性質の低下が小さい。
- (4) 軽量骨材を使用したコンクリートは、普通骨材を使用した場合に比べ、加熱温度 400℃ 以上における圧縮強度およびヤング係数の低下が小さい。
- (5) 軽量細骨材の相違は、残存比で比較すると圧縮強度、ヤング係数に差を認められない。
- (6) ヤング係数と動弾性係数との相関性は、加熱の有無、加熱温度、骨材の種類に関わらず高い。

参考文献（第3章）

- [3.1] 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報告集, Vol.18, No.1, pp.657-662, 1996
- [3.2] 桜本文敏, 鈴木清孝, 閑田徹志: 超高強度コンクリートに関する開発研究(その5. 小型供試体における耐火性状), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸) A, pp.479-480, 1992.8
- [3.3] 井上明人, 飛坂基夫, 榊田佳寛: 高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究(第2報; 骨材の岩質及び含水率の影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北) A, pp.739-740, 1991.9
- [3.4] 古村福次郎: 高温度におけるコンクリートの力学的性質に関する研究(その2), 日本建築学会論文報告集, 第173号, pp.17-24, 1970.7
- [3.5] U.Schneider: コンクリートの熱的性質, 技報堂, pp.42-48, 1983
- [3.6] 森 実: 骨材の性質・性能-熱的性質・耐火性, コンクリート工学, Vol.16, No.9, pp.36-40, 1978.9

第4章 高温加熱時における高強度コンクリートの力学的性質

(熱間試験)

- 4. 1 緒言
- 4. 2 実験概要
 - 4.2.1 実験の組合せ
 - 4.2.2 使用材料および調合
 - 4.2.3 供試体の製作および養生方法
 - 4.2.4 加熱載荷試験機
 - 4.2.5 測定項目と測定方法
 - 4.2.6 コンクリートの性状
- 4. 3 実験結果および考察
 - 4.3.1 圧縮強度
 - 4.3.2 ヤング係数
 - 4.3.3 応力ひずみ曲線
- 4. 4 熱間試験と冷間試験との比較
 - 4.4.1 圧縮強度残存比の比較
 - 4.4.2 ヤング係数残存比の比較
- 4. 5 まとめ

4. 1 緒 言

高温加熱を受けた高強度コンクリートの力学的性質に関する研究は、第2章および第3章の実験のように冷間試験に偏っており、熱間試験に関するデータは極めて少ない^{[4.1]~[4.3]}。これは、熱間試験が冷間試験に比べ一度に多くの実験結果を得ることができないこと、実験が長期に渡ること、载荷および加熱装置の容量から供試体を大きくできないこと、ひずみの測定が困難であることなど多くの課題があるためと思われる。また一方、火災時における高強度コンクリートの爆裂性状の改善に関する研究^{[4.4], [4.5]}がなされてきており、爆裂のメカニズムの解明においても熱間試験におけるデータの蓄積は重要であると考えられる。

本章では、熱間試験として加熱温度 100~600℃における高強度コンクリートの力学的性質（圧縮強度、ヤング係数、応力ひずみ曲線）について、水セメント比、加熱温度をパラメータとして、実験的に検討・考察した。

4. 2 実験概要

4.2.1 実験の組合せ

実験条件は、表-4.1 に示す水セメント比 5 水準 (W/C=20%, 25%, 30%, 40%, 50%), 加熱温度 7 水準 (20℃, 100℃, 200℃, 300℃, 400℃, 500℃, 600℃) とした。加熱速度は、熱応力によるコンクリートの損傷を避けるためにできる限りゆっくり加熱し、供試体の内外温度差をできるだけ小さくすることが望ましい。このため予め予備試験を行い 1 体の試験に要する時間と爆裂を考慮して 2.5℃/min.の加熱速度とした。供試体の寸法は、内部の温度勾配の低減と骨材の最大寸法(20mm)を考慮してφ75×150mm とした。1 実験条件あたりの供試体の本数は、常温時 3 体、各加熱温度において 2 体とした。

表-4.1 実験条件

項目	摘要	水準数
水セメント比	20%, 25%, 30%, 40%, 50%	5
加熱温度	20℃ (常温), 100℃, 200℃, 300℃, 400℃, 500℃, 600℃	7

4.2.2 使用材料および調合

使用材料は、2章と同様にセメント(C)に普通ポルトランドセメント、細骨材(S)に木更津産陸砂、粗骨材(G)に青梅産砕石（硬質砂岩）を使用した。使用した骨材の品質を表-4.2に示す。なお高温加熱を受けるコンクリートの力学的性質の変化は、骨材の影響を無視できないが、今回の実験では、 $F_c80\sim100\text{N/mm}^2$ を確保でき、都心部の工事でもよく使用されている硬質砂岩骨材を使用した。混和剤は、 $W/C=20\%\sim40\%$ にポリカルボン酸系高性能AE減水剤(SP)、 $W/C=50\%$ にリグニンスルホン酸化合物およびポリオール複合体のAE減水剤を使用した。

コンクリートの調合は、 $W/C=20\%$ と 25% では単位水量 160kg/m^3 、 $W/C=30\%\sim50\%$ では単位水量 170kg/m^3 として定めた。またコンクリートのフレッシュ性状は、目標スランプフロー値を $W/C=20\%\sim30\%$ では $60\pm10\text{cm}$ 、 $W/C=40\%$ では $50\pm10\text{cm}$ とした。また $W/C=50\%$ は目標スランプを $18\pm2.5\text{cm}$ とした。目標空気量は、 $W/C=20\sim30\%$ では $2.5\pm1.0\%$ 、 $W/C=40\%$ と 50% では $4.0\pm1.0\%$ とした。コンクリートの調合を表-4.3に示す。

表-4.2 骨材の品質

記号	骨材の種類	表乾密度 (g/cm^3)	粗粒率	吸水率 (%)
S	木更津産 陸砂	2.60	2.46	1.67
G	青梅産砕石	2.65	6.66	0.70

表-4.3 コンクリートの調合

記号	W/C (%)	単位量 (kg/m^3)				
		W	C	S	G	SP ($C\times$)%
N20	20	160	800	624	850	3.0
N25	25	160	640	679	928	2.1
N30	30	170	567	731	912	1.5
N40	40	170	425	777	970	1.0
N50	50	170	340	798	993	0.25*

*印のみ AE 減水剤使用。

4.2.3 供試体の製作および養生方法

コンクリートは、容量 100 ℓ パン型強制練りミキサを用いて、各調合とも 70 ℓ ずつ練混ぜ、供試体を製作した。打設後の供試体は、 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$ 、 $80\pm 5\%RH$ の恒温恒湿室で湿潤養生とし、翌日封かんした後、実験時（材齢 1 年～1.5 年）まで $20\pm 3^{\circ}\text{C}$ 、 $60\pm 5\%RH$ の恒温恒湿室で養生した。

4.2.4 加熱载荷試験機

供試体の加熱および载荷は、図-4.1、図-4.2 および写真-4.1 に示す試験機を使用した。この試験機は、加力フレームに緩衝装置、ロードセル（許容 1000kN）、球座、载荷板および電気炉を設置し、構成した。また試験機の仕様は、加力、ひずみ測定、加熱などの精度を向上させるため、設計・試作および予備試験^[4,3]を繰り返して決定した。加熱部の電気炉の仕様を表-4.4 に示す。加熱温度の調整は、供試体の表面温度が目標の加熱温度となるように電気炉のヒーター設定温度を調節した。このため事前にキャリブレーションを行い、目標の加熱温度とヒーター設定温度の関係を求めた。キャリブレーションの一例を図-4.3 に示す。

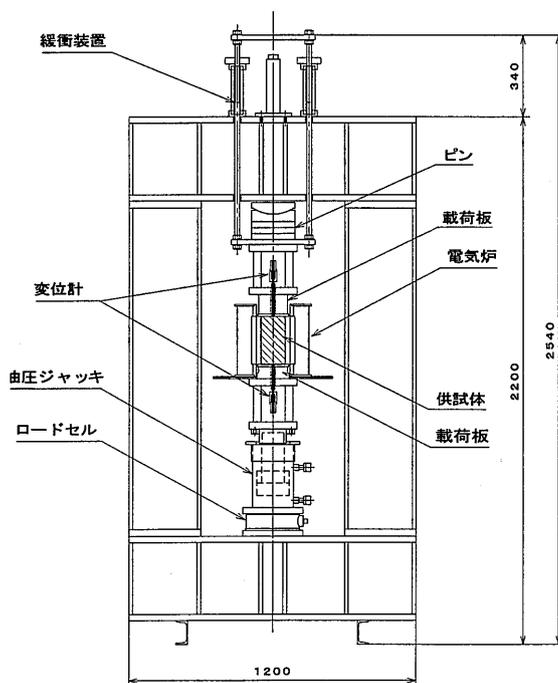


図-4.1 加熱载荷試験機

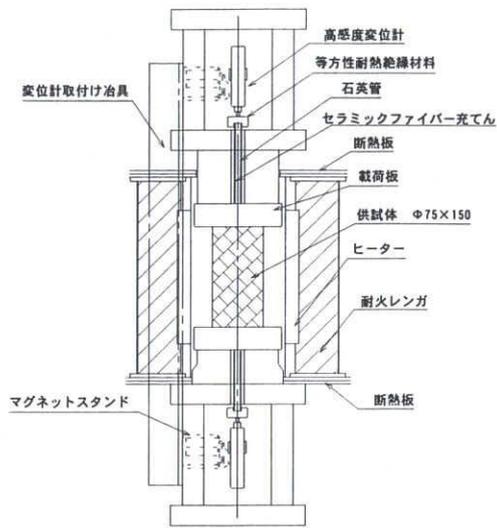


図-4.2 加熱载荷部分

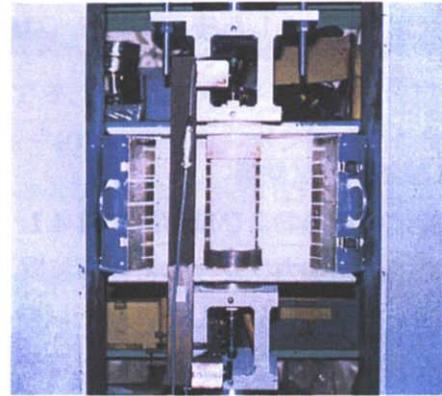


写真-4.1 電気炉

表-4.4 電気炉の仕様

項目	摘要
電源	単相 200V・2.5KW
外寸	φ 300×300mm
内寸	φ 140×300mm
発熱部	中央 200mm
最高温度	800℃

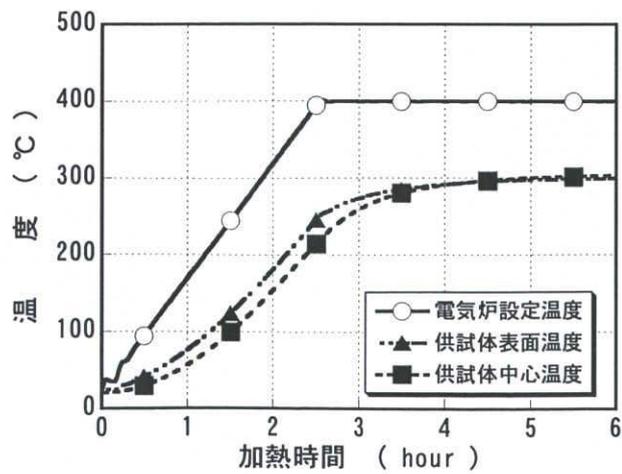


図-4.3 キャリブレーション

この結果、加熱温度の調整は、表-4.5 に示すようにヒーター設定温度を供試体の目標加熱温度よりも約 50~150℃ 高くすることにより対応できることを確認した。また加熱速度 2.5℃/min. での供試体の表層部温度と中心部温度の差は、目標加熱温度 600℃ の場合で最大 45℃ となった。しかし、この表層部と中心部の温度差も電気炉の設定温度が最高温度に到達後、2 時間以内で 5℃ 未満となった。以上の結果に基づき、载荷は、供試体内部の温度勾配の影響が無視できると考えられる供試体表面温度と中心温度との差が 5℃ 未満となる約 4~8 時間後に行った。また供試体の加熱は、無载荷状態で行い、载荷試験までに熱膨張の影響で供試体に荷重がかかることのないようにした。なお加熱载荷は、全供試体について表面温度の測定を行っており、目標加熱温度に対して ±2℃ の範囲になっていることを確認した後、実施した。

表-4.5 目標加熱温度に対する電気炉設定温度

加熱温度(℃)	加熱速度：2.5℃/min.	
	設定温度 (℃)	加熱時間 (hr)
20	----	0
100	150	4
200	280	5
300	400	5
400	520	5
500	630	6
600	750	8

4.2.5 測定項目と測定方法

主な測定項目は、圧縮強度、ヤング係数、応力-ひずみ曲線とした。ヤング係数は、一般的には最大荷重の 1/3 における割線弾性係数とする場合が多いが、本実験では、最大荷重の 1/3 における接線弾性係数とした。これは、载荷開始時における遊びのため変位が大きくなることと、最大荷重の 1/3 近傍における応力-ひずみ関係が概ね線形であるため割線弾性係数を採用した。実験は、コンクリートの水和反応が十分に進行したと考えられる材齢 1 年~1.5 年の間で実施した。荷重は、許容量 1000kN のロードセルを介して測定した。熱間試験では、直接供試体のひずみを測定することが困難である。このためコンクリートのひずみは、前述の図-4.2 に示すように供試体の上下の载荷板に、石英ガラス管と等方性耐熱絶縁材料（ガラスとセラミックのコンポジット、熱伝導率：0.017J/cm・sec・℃）を介し高感度型変位計（感度：2000×10⁻⁶/mm）2 台より変位を測定のうえ算定した。なお常温供試体で実施した本測定方法とコンプレッソメータによる測定値との応力ひずみ曲線の比較を図-4.4 に示す。

本測定方法によるひずみは、低応力時においてコンプレッソメータによる測定値に比べ 100~300μ 程度大きくなる。しかし低応力時を除けば、この 2 つの方法により測定したひずみの増加傾向は概ね一致しており、ヤング係数も 0.1~0.2×10⁴N/mm² の差に収まった。

よって本測定方法は、ヤング係数の測定、概略の応力ひずみ関係の把握においては、十分適用できると判断した。石英ガラス管は、熱が変位計に伝わらないように管内もセラミックファイバーで断熱した。本試験は、各設定温度に加熱した状態での定常温度載荷試験のため、載荷板、石英ガラス管および等方性耐熱絶縁材料等の加熱による熱ひずみの影響は特に考慮していない。

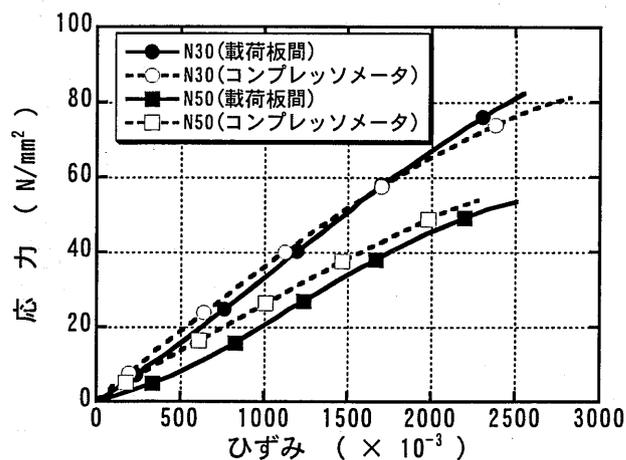


図-4.4 ひずみ測定方法の比較

4.2.6 コンクリートの性状

使用したコンクリートのフレッシュ性状を表-4.6に示す。フレッシュ性状は、目標としたスランプフロー、スランプおよび空気量を有するコンクリートを概ね得ることができた。

表-4.6 フレッシュ性状

記号	スランプフロー (cm)	空気量 (%)	単位容積質量 (kg/m ³)	コンクリート温度 (°C)
N20	65.0×67.0	2.1	2452	25.0
N25	65.0×65.0	1.7	2449	24.0
N30	64.0×62.0	1.7	2434	23.0
N35	59.5×58.0	3.5	2355	20.0
N40	46.0×49.0	3.8	2288	21.0
N50	18.5*	4.8	2278	21.0

* : スランプ

4. 3 実験結果および考察

4.3.1 圧縮強度

各供試体は、加熱中に1体も爆裂を生じなかった。低水セメント比の場合、加熱速度が遅い場合でも、加熱時に爆裂が生じやすくなる。今回の実験において、N20 (W/C=20%のコンクリートから採取した供試体、以下同様)でも爆裂しない要因としては、①供試体寸法が小さいため、内外温度差が小さい。②養生期間が長い(1年以上)ため、供試体内の自由水が少ない。などが考えられる。

セメント水比と圧縮強度との関係を図-4.5に示す。常温だけでなく高温加熱状態においても、セメント水比と圧縮強度とは、概ね比例関係を示し、セメント水比の大きいもの(水セメント比の小さいもの)ほど高い圧縮強度を示した。

加熱温度と圧縮強度の関係を図-4.6に示す。各加熱温度における圧縮強度は、水セメント

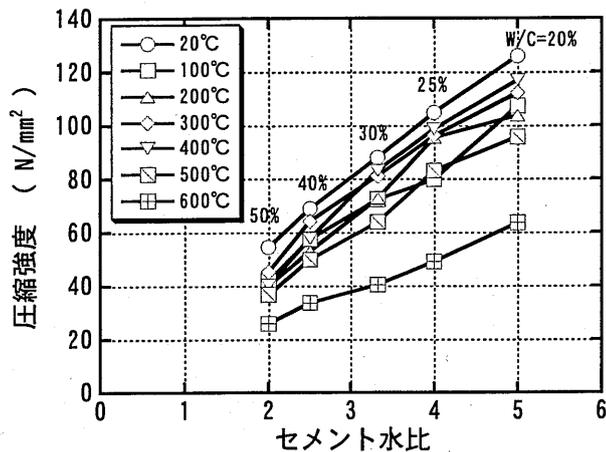


図-4.5 セメント水比と圧縮強度

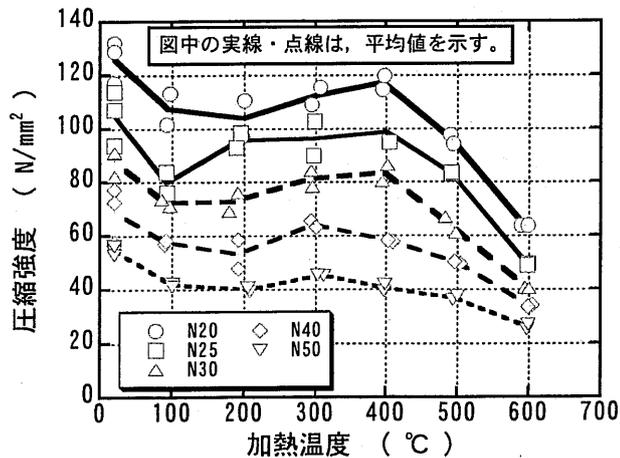


図-4.6 加熱温度と圧縮強度

比の低い方が大きな値を示した。また圧縮強度は、水セメント比の違いによらず、常温時に比べ加熱温度 100℃、200℃において強度低下が生じ、加熱温度 300℃でやや回復し、加熱温度 400℃以上では低下した。このように複雑な強度変化は、既往の熱間試験結果^{[4.1], [4.2]}とほぼ同様の傾向を示した。加熱温度 100℃、200℃における強度低下の原因は、加熱温度 100℃以上において骨材が膨張するのに対してセメント水和物が収縮するため、コンクリート内部に微細ひび割れが生じ強度を低下させたものと推察される。また加熱温度 300℃、400℃における強度回復は、N20 や N25 など低水セメント比のコンクリートにおいて大きいことから未水和セメントの水和や文献^[4.2]で論じられているように水分の蒸発によるセメントゲルの強度上昇などが一時的に強度回復に寄与したものと推察する。さらに加熱温度 400℃以上における強度低下は、文献^[4.6]で指摘しているように、ポルトランドライトの分解、骨材との付着力の低下によりコンクリート強度が低下したものと考えられる。

加熱温度と圧縮強度残存比（常温時の圧縮強度に対する熱間試験時の圧縮強度の割合）の関係を図-4.7 に示す。圧縮強度残存比で比較した場合でも、概ね水セメント比の小さい方が大きな値を示した。しかし N20, N25 および N30 の低水セメント比のコンクリートは、加熱温度 400℃を超えると低下が大きくなり、加熱温度 600℃では、N40, N50 と同様、常温時の 50%程度の残存比を示した。

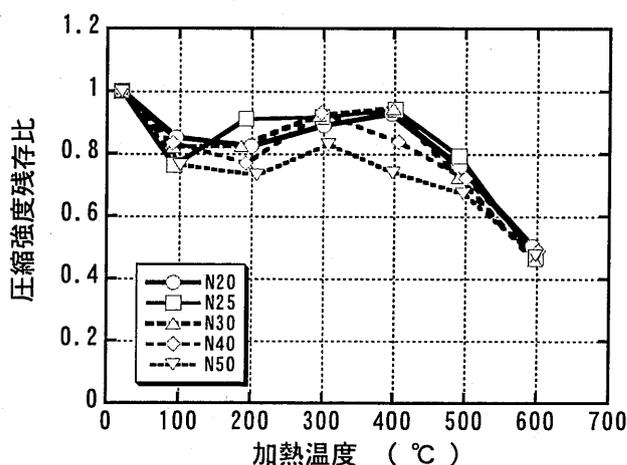


図-4.7 加熱温度と圧縮強度残存比

4.3.2 ヤング係数

加熱温度とヤング係数の関係を図-4.8に示す。ヤング係数は、加熱温度が高くなるほど低下し、水セメント比の小さいものが概ね大きな値を示した。加熱温度とヤング係数残存比（常温時のヤング係数に対する熱間試験時でのヤング係数の割合）の関係を図-4.9に示す。ヤング係数残存比は、常温から加熱温度 300℃までの低下が小さく、加熱温度 300℃以上における低下が大きくなった。またヤング係数残存比は、加熱温度 600℃でも常温時の 35%～55%を確保しており、概ね低水セメント比の方が大きい。

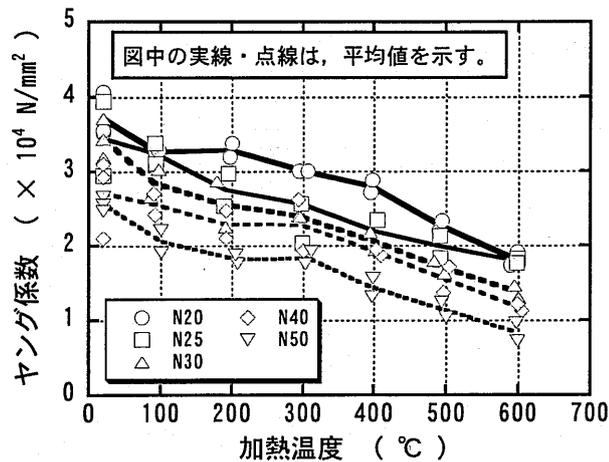


図-4.8 加熱温度とヤング係数

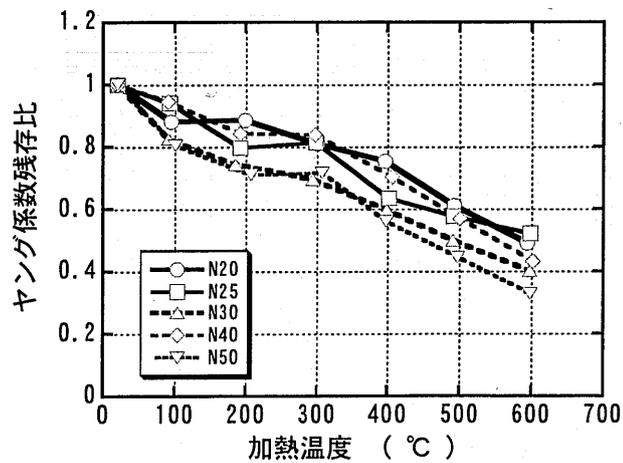


図-4.9 加熱温度とヤング係数残存比

4.3.3 応力ひずみ曲線

応力ひずみ曲線の一部を図-4.10～図-4.12に示す。図中の応力ひずみ曲線は、供試体に500N（応力として約0.11N/mm²）の荷重がかかった時点からの値を示しており、低応力時におけるひずみの補正は特に行っていない。また各加熱温度において2供試体の内、圧縮強度の高い供試体の結果を示している。各調合のひずみは、加熱温度300℃を超えると急激に大きくなり、特に低水セメント比ほど高温時におけるひずみの増加が大きいことがわかった。

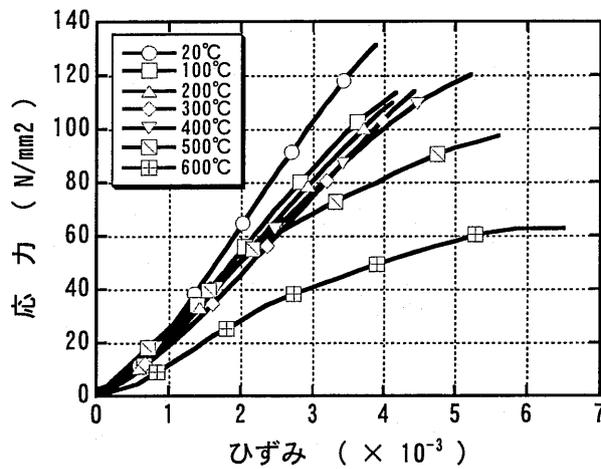


図-4.10 応力ひずみ曲線 (N20)

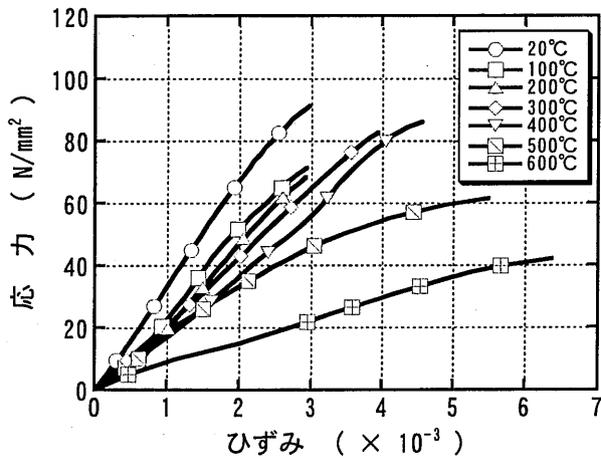


図-4.11 応力ひずみ曲線 (N30)

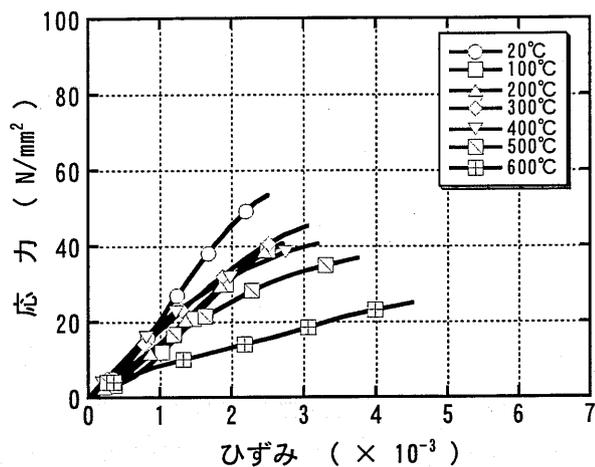


図-4.12 応力ひずみ曲線 (N50)

加熱温度と最大応力度におけるひずみ（以下 ϵ_{max} ）の関係を図-4.13 に示す。 ϵ_{max} は、各加熱条件において、2 供試体の平均値として示している。この結果から同一加熱温度では、概ね低水セメント比の方が ϵ_{max} が大きくなった。また ϵ_{max} は、加熱温度 300°C までは、常温時とほとんど変わらないが、圧縮強度の低減する加熱温度 400°C 以上では急激な増加が認められた。

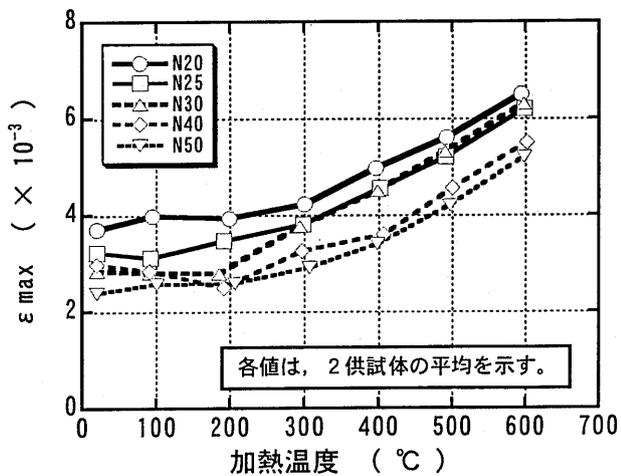


図-4.13 加熱温度と ϵ_{max}

4. 4 熱間試験と冷間試験との比較

4.4.1 圧縮強度残存比の比較

本熱間試験と第2章で実施した冷間試験における圧縮強度残存比の比較を図-4.14に示す。この結果によれば、加熱温度100℃および200℃では冷間試験の圧縮強度残存比が高く、加熱温度400℃以上においては、逆に熱間試験の値が大きくなることわかる。熱間試験の加熱温度100℃および200℃における強度低下は、4.3.1に示した理由の他、コンクリート中の水分移動が大きく影響しているものと考えられる。

熱間試験の結果は、加熱温度100℃および200℃において、冷間試験の結果よりも圧縮強度残存比が0.1~0.2低いものの、圧縮強度残存比として0.7~0.9残存しており、著しい強度劣化までに至っていない。このため便宜上、冷間試験の結果に基づいて火災後だけでなく火災時のコンクリート部材の力学的性状を評価したとしても、危険側の評価にはならないと考えられる。

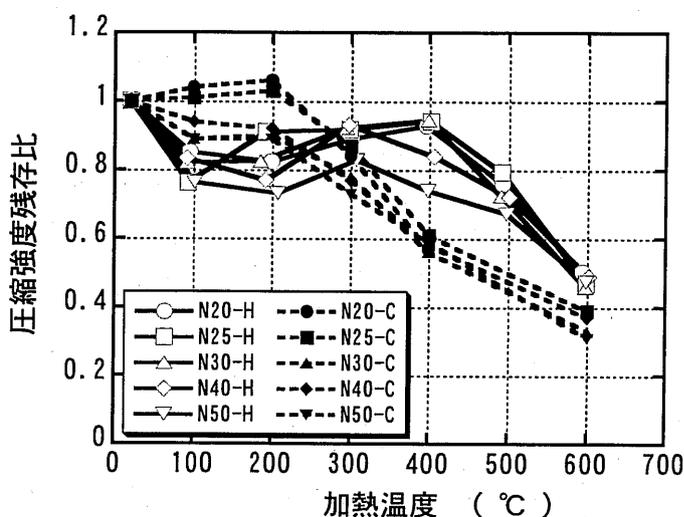


図-4.14 加熱温度と圧縮強度残存比
(熱間試験と冷間試験の比較)

4.4.2 ヤング係数残存比の比較

圧縮強度残存比と同様に熱間試験と冷間試験におけるヤング係数残存比の比較を図-4.15に示す。この2つの試験方法による結果は、大きく相違しており、加熱温度200℃以上では、熱間試験のヤング係数比が冷間試験の結果に比べ0.2~0.4程度大きな値を示した。この相違は、加熱時間（熱間試験4~8時間に対して、冷間試験25時間~30時間）の長さの違いによる含水率の違いによるものと考えられる。

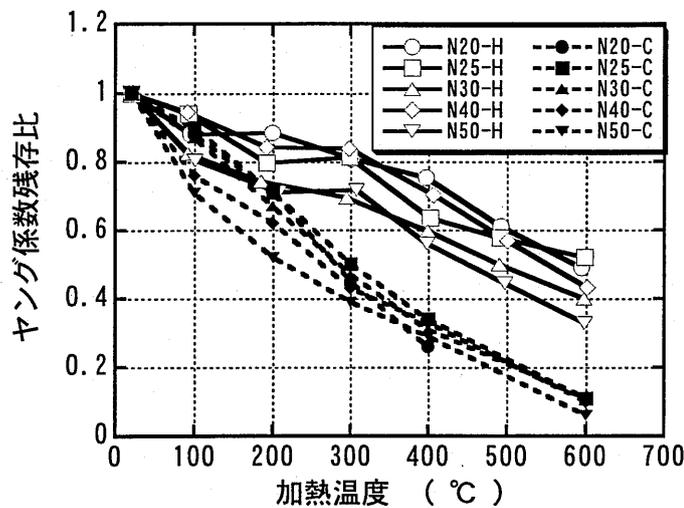


図-4.15 加熱温度とヤング係数残存比
(熱間試験と冷間試験の比較)

火災時および火災後のコンクリート部材の健全性を評価する際には、本来はそれぞれ熱間試験、冷間試験の結果に基づいて評価するとよい。しかし熱間試験のデータは、4.1で述べたように極めて少なく、今後のデータの蓄積も困難であることが予想される。また上記の結果から、火災後だけでなく、火災時のコンクリート部材の評価において冷間試験の値を用いても概ね安全側に評価できるものと考えられる。以上のことを考慮すると今後は、まず冷間試験のデータを充実させて行くのが望ましいと考えられる。

4. 5 まとめ

熱間試験による加熱温度 100℃～600℃における高強度コンクリートの力学的性質（圧縮強度、ヤング係数、応力ひずみ曲線）について、水セメント比、加熱温度をパラメータとして、実験的に検討した。その結果、以下のことがわかった。

- (1) 熱間試験による圧縮強度は、加熱温度 100℃～200℃で低下し、加熱温度 300℃～400℃で若干回復し、加熱温度 400℃以上では再び低下という複雑な強度変化を示す。
- (2) 圧縮強度残存比は、加熱温度 600℃でも水セメント比によらず常温時の約 50%を確保できる。
- (3) 熱間試験によるヤング係数は、加熱温度が高いほど低下する。またこのヤング係数は、低水セメント比の方が大きい。
- (4) 600℃加熱後のヤング係数残存比は、常温時の 35%～55%を確保できる。
- (5) 最大応力度におけるひずみは、加熱温度 300℃を超えると急激に大きくなる。また低水セメント比ほど高温時におけるひずみの増加が大きい。

参考文献 (第 4 章)

- [4.1] 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, 第 515 号, pp.163-168, 1999.1
- [4.2] Carlos Castillo and A. J. Durrani : Effect of Transient High Temperature on High-Strength Concrete, ACI Materials Journal, Vol.87, No.1, pp.47-53, 1990
- [4.3] 一瀬賢一, 長尾覚博, 川口 徹: 高温加熱下における高強度コンクリートの力学的性質に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.1105-1110, 1999
- [4.4] 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研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.631-636, 1997
- [4.5] 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, 第 544 号, pp.171-178, 2001.6
- [4.6] Lankard, D. R. et al.: Effect of Moisture Content on the Structural Properties of Portland Cement Concrete Exposed to Temperatures up to 500F, Temperature and Concrete, SP-25, American Concrete Institute, pp.59-102, 1971
- [4.7] U.Schneider 著: コンクリートの熱的性質, 技報堂出版, 1983.12

第5章 高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度の推定

- 5. 1 緒言
- 5. 2 セメント水比説に準じた圧縮強度の推定
- 5. 3 細孔構造に着目した圧縮強度の推定
 - 5.3.1 強度推定式
 - 5.3.2 細孔径分布
 - 5.3.3 空隙率
 - 5.3.4 圧縮強度
- 5. 4 まとめ

5. 1 緒 言

高強度コンクリートを使用した RC 造の火災時の健全性を評価する方法としては、柱部材による荷重加熱実験^{[5.1], [5.2]}や熱伝導解析による部材耐力の推定などがある。実大部材レベルの実験は、設備面、コスト面などから実施が困難であるため、小型試験体による荷重加熱試験や温度測定結果に基づいた解析が主流となりつつある。解析においては、材料レベルの高温加熱を受けたコンクリートの力学的性質の把握およびモデル化が、解析精度の向上を図る上で極めて重要となる。しかし高温加熱下の高強度コンクリートの力学的性質に関しては、最近筆者らをはじめとして幾つか発表されてきているものの、まだデータ数が少ない^{[5.3]~[5.6]}。なお高温加熱下の高強度コンクリートに着目した力学モデルの研究は、極めて少ないといえる^{[5.7]~[5.9]}。

本章では、高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度を加熱温度をパラメータとして、次の2通りの方法で推定し、検討を加える。

①常温時のセメント水比と圧縮強度の関係を元に、加熱温度をパラメータとして高温加熱後の圧縮強度を推定する。

②Ryshkewitch の式^[5.10]をベースに、加熱温度とコンクリートのセメント水和物中の空隙率および圧縮強度の関係を結びつける。

なお以下の推定は、2章の冷間試験で得られた W/C=25~50%のデータに基づいて行った。

5. 2 セメント水比説に準じた圧縮強度の推定

加熱開始材齢 28 日（以下加熱 28D）の各加熱温度におけるセメント水比と圧縮強度の関係を図-5.1 に示す。I.Lyse が提案したセメント水比説は、コンクリートの圧縮強度式として有名であるが、図-5.1 より常温だけでなく高温加熱を受けたコンクリートにおいてもセメント水比と圧縮強度は線形関係にあることがわかる。各調合における加熱温度と圧縮強度の関係を図-5.2 に示す。この図には、加熱 28D と加熱 91D（加熱開始材齢 91 日）の結果を併せて示した。常温時の圧縮強度は加熱 91D の方が高い値を示しているが、加熱後は、同程度または加熱 91D の方が低い値を示している。また高温加熱後の圧縮強度は、加熱温度を変数とする二次式として概ね近似できる。加熱温度と圧縮強度残存比（20℃の圧縮強度に対する各加熱温度における圧縮強度の比）の関係を図-5.3 に示す。圧縮強度残存比についても以下に示す二次式として概ね代表することができる。

$$Fr(\theta) = 1.02 + 3.75 \times 10^{-4} \theta - 2.44 \times 10^{-6} \theta^2 \quad \dots\dots(5.1)$$

Fr(θ)：加熱温度 θ℃の圧縮強度残存比， θ：加熱温度(℃)

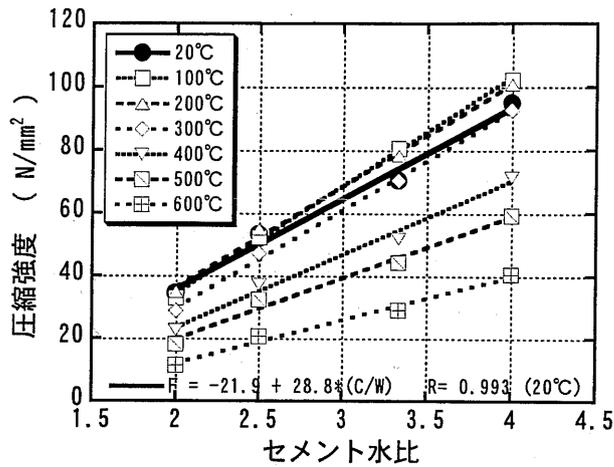


図-5.1 セメント水比と圧縮強度

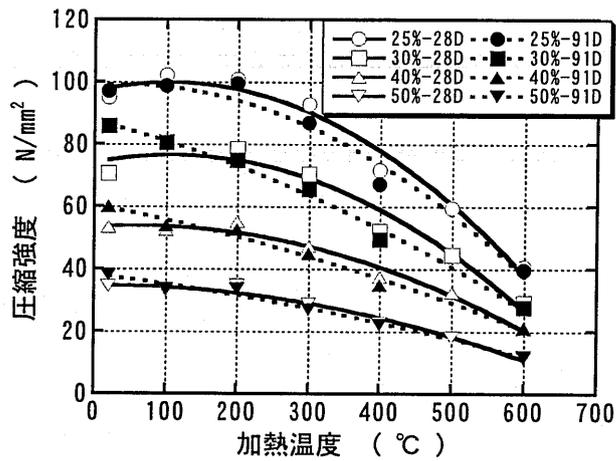


図-5.2 加熱温度と圧縮強度

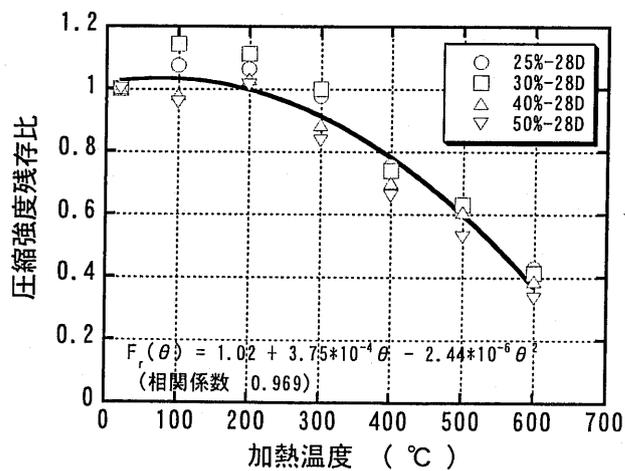


図-5.3 加熱温度と圧縮強度残存比

この結果、常温時の圧縮強度または圧縮強度式が既知であれば、この(5.1)式を用いて各加熱温度における圧縮強度が推定可能となる。本実験の範囲では、下記に示す常温時のセメント水比で得られる圧縮強度と(5.1)式との積により各加熱温度における圧縮強度が推定できる。

$$F(\theta) = Fr(\theta) \times \{-21.9 + 28.8 \times (C/W)\} \quad \dots\dots(5.2)$$

$F(\theta)$: 加熱温度 θ °C の圧縮強度 (N/mm²),

C/W : セメント水比

(5.1)式と(5.2)式から求めた計算値と実験値の関係を図-5.4 に示す。この図には、加熱開始材齢 91 日の結果も併せて示した。材齢 28 日における常温時のセメント水比と圧縮強度の相関式をもとに加熱温度をパラメータとして加熱後の圧縮強度を推定できることがわかった。また加熱 91D の圧縮強度についても材齢 28 日の強度式から推定できることがわかった。

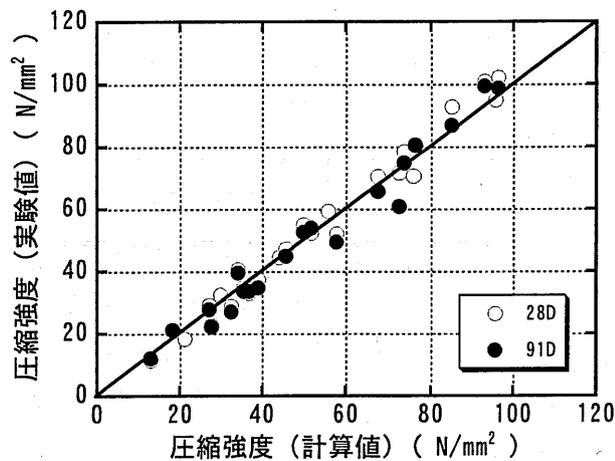


図-5.4 圧縮強度の計算値と実験値の比較

5. 3 細孔構造に着目した圧縮強度の推定

5.3.1 強度推定式

細孔構造に着目した圧縮強度の推定式としては、空隙率に基づいた Ryshkewitch の式^[5.10]、空隙率と粒径の影響を加味した Kundsén の式^[5.11]、これを修正した Passmore の式^[5.12]、Jambor の式^[5.13]、吉野らの式^[5.14]など幾つかの報告がなされている。しかし、今まで高温加熱を受けたコンクリートに拡張し、適用した例は少ない^[5.9]。ここでは、空隙率による強度推定式として広く用いられている Ryshkewitch の式を元に検討した。

$$F = F_0 \times \exp(-bV) \quad \dots\dots(5.3)$$

F : 多孔体の圧縮強度,

F₀ : 空隙率が 0 の時の圧縮強度,

V : 空隙率, b : 定数

高温加熱を受けたコンクリートの圧縮強度は、空隙量の増加によるモルタルペースト部分の劣化と骨材周囲に発生するマイクロクラックの発生が強度の低下に影響すると考えられるが、ここでは、モルタルペースト部の空隙率の増加が圧縮強度の低下としてどこまで対応できるかを検討した。

5.3.2 細孔径分布

各調合における細孔半径と細孔量の分布の結果を図-5.5～図-5.8 に示す。細孔量は、常温から加熱温度 200℃までは、細孔半径 0.01～0.02 μm 程度のものが増加する。しかし加熱温度 300℃になると急激に 0.02～0.04 μm 程度の細孔半径のものが多くなり、細孔半径 0.01～0.02 μm が減少する。その後加熱温度の上昇に伴い、細孔径の大きいものに分布が移動することがわかる。特に W/C=50%では、加熱温度の上昇に伴い、0.1～1.0 μm の細孔径の空隙が多くなることが認められる。加熱温度 300℃における細孔径および細孔量の増加は、第 2 章で述べたように脱水作用の影響によるものと考えられる。また加熱温度 500～600℃における細孔量の増大は、ポルトランドイト[Ca(OH)₂]の崩壊が占めているものと推察される。

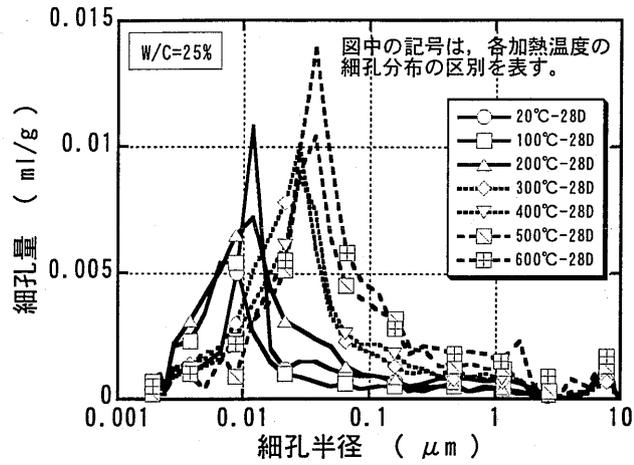


図-5.5 細孔分布 (W/C=25%)

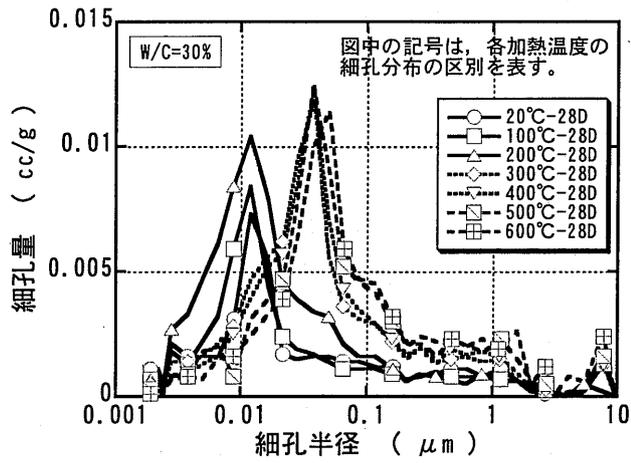


図-5.6 細孔分布 (W/C=30%)

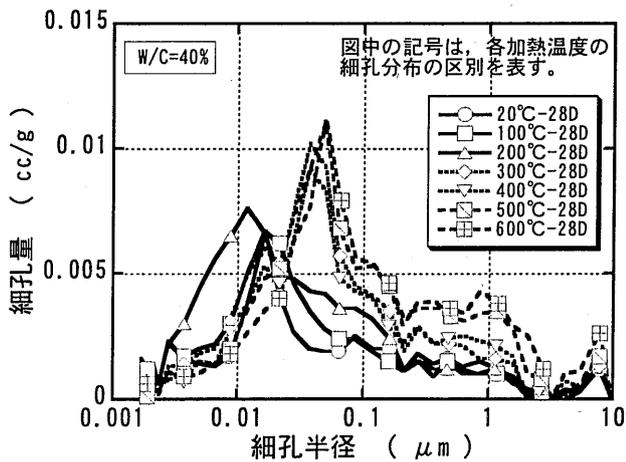


図-5.7 細孔分布 (W/C=40%)

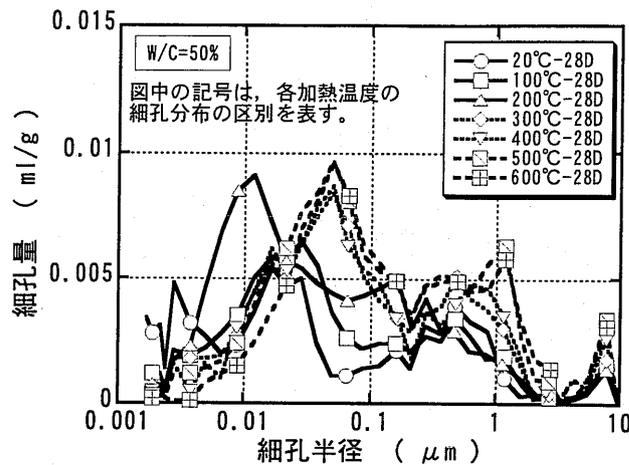


図-5.8 細孔分布 (W/C=50%)

5.3.3 空隙率

総細孔量は、水銀圧入試験で測定される一般的な指標である。しかし、試料をコンクリートから採取する場合、総細孔量は、骨材を含む試料全体に対する空隙量となる。このため、試料中の骨材量によって総細孔量は左右される。よって本論文では、水銀圧入試験によって測定される総細孔量をセメント水和物に対する空隙率として換算している。この場合試料中の骨材の空隙は、総てセメント水和物に含まれることになる。

水セメント比と空隙率の関係を図-5.9 に示す。空隙率は、水セメント比が大きいものほど大きく、加熱温度が高いほど大きくなる。また空隙率は、常温だけでなく、各加熱温度を受けた後の試料でも水セメント比と比例関係にあることがわかった。次に加熱温度と空隙率の関係を図-5.10 に示す。図-5.10 には加熱 28D の結果と加熱 91D の結果を併せて示しているが、共に加熱温度に比例して空隙率が増加していることがわかる。また常温から加熱温度 200°C までは、加熱 28D の空隙率が加熱 91D よりも大きく、加熱温度 300°C 以上では逆に加熱 91D の方が大きくなっている。これは、加熱 91D の試料の方が水和が進んでおり、常温時においては空隙率が低くなっている。しかし加熱温度が高くなると、加熱 91D の試料の方が水和の進んでいるためポルトランドイトの分解が多くなったことによるものと推察できる。

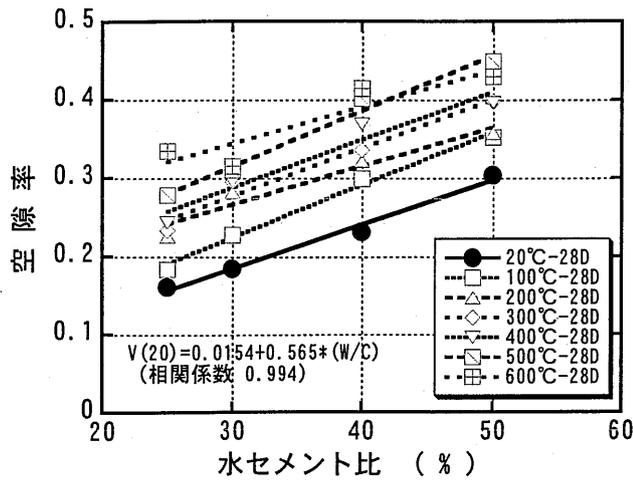


図-5.9 水セメント比と空隙率

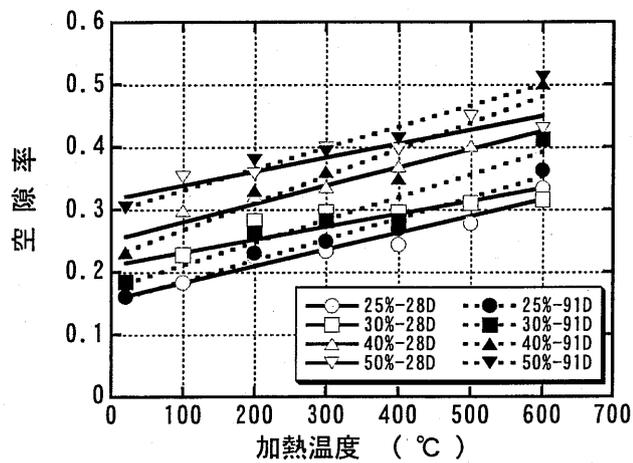


図-5.10 加熱温度と空隙率

5.3.4 圧縮強度

空隙率と圧縮強度の関係を図-5.11に示す。図-5.11には、加熱28Dと加熱91Dの結果を併せて示しているが、差が小さいことがわかる。よって加熱28Dの結果と加熱91Dの結果を同等に扱っても良いものと判断した。また圧縮強度は、空隙率によって概ね(5.3)式として表すことができ、実験式として(5.4)式のように表すことができる。

$$F = 301 \exp(-6.01V) \quad \dots\dots(5.4)$$

F : 圧縮強度(N/mm²), V : 空隙率

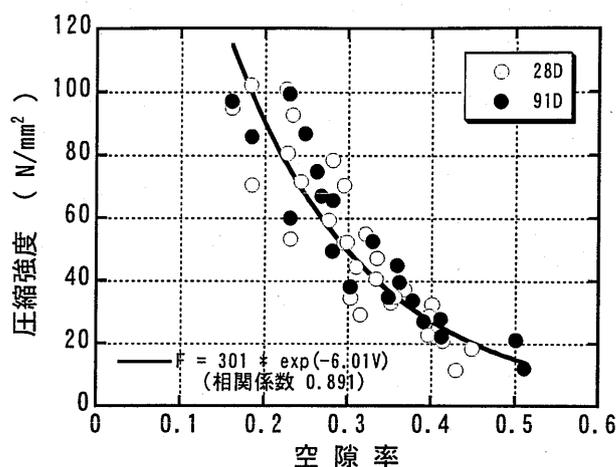


図-5.11 空隙率と圧縮強度

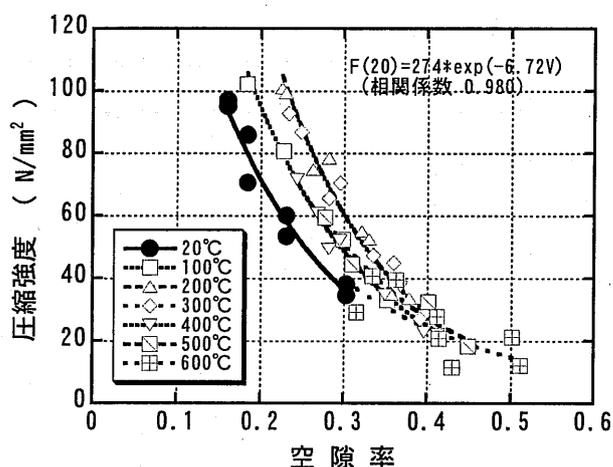


図-5.12 空隙率と圧縮強度 (加熱温度別)

また図-5.11 のデータについて各温度別に整理したものを図-5.12 に示す。各加熱温度における空隙率と圧縮強度の関係を(5.3)式に当てはめてみると、加熱温度 600°C の場合を除けば、高い相関性を得ている。

常温時の空隙率に対する加熱後の空隙率の値を空隙比と称して、加熱温度との関係を探ると図-5.13 に示すように、(5.5)式として定めることができる。この空隙比は、加熱温度が高くなるにつれ大きくなり、加熱温度 500°C では常温時の約 1.7 倍まで増大する。この空隙比と常温時の空隙率から(5.6)式に示すように各加熱温度における空隙率を推定できる。

$$V_r(\theta) = 1.05 + 1.38 \times 10^{-3} \theta \quad (\text{相関係数 } 0.923) \quad \dots\dots(5.5)$$

$$V(\theta) = V_r(\theta) \times V(20)$$

$$= (1.05 + 1.38 \times 10^{-3} \theta) \times \{1.54 \times 10^{-2} + 0.564 \times (W/C)\} \quad \dots\dots(5.6)$$

$V_r(\theta)$: 加熱温度 θ °C における空隙比,

$V(\theta)$: 加熱温度 θ °C における空隙率,

$V(20)$: 20°C における空隙率, W/C : 水セメント比

(5.6)式より求められる空隙率と実際に測定した空隙率の関係を図-5.14 に示す。空隙率が大きくなる部分で計算値に比べ実験値が小さくなるものの、概ね推定できることがわかった。

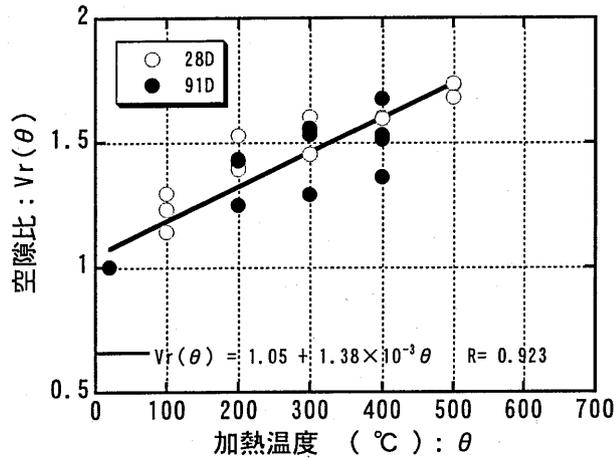


図-5.13 加熱温度と空隙比

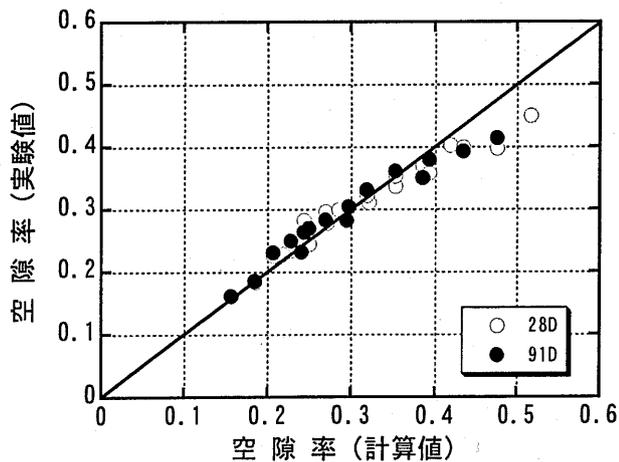


図-5.14 空隙率の計算値と実験値

常温時の空隙率と圧縮強度の関係式に基づいて、各加熱温度における圧縮強度を(5.7)式のように定めた。なお(5.8)式に示す $T(\theta)$ は、加熱温度補正係数と称し、実験値 (図-5.15 参照) より定めた。

$$F(\theta) = T(\theta) \times 274 \exp\{-6.72V\} \quad \dots\dots(5.7)$$

$$T(\theta) = 0.955 + 4.54 \times 10^{-3} \theta + 7.73 \times 10^{-6} \theta^2 \quad \dots\dots(5.8)$$

$F(\theta)$: 加熱温度 θ °C における圧縮強度,

$T(\theta)$: 加熱温度補正係数, V : 空隙率

(5.7)式より求められる圧縮強度と実際に測定した圧縮強度の関係を図-5.16 に示す。圧縮強度の高い部分で計算値に比べ実験値が低くなるものの、概ね推定できることがわかった。

以上の結果から Ryshkewitch の式をベースとして、高温加熱を受けたコンクリートの圧縮強度を常温時のコンクリート中の空隙率から概ね推定できることがわかった。

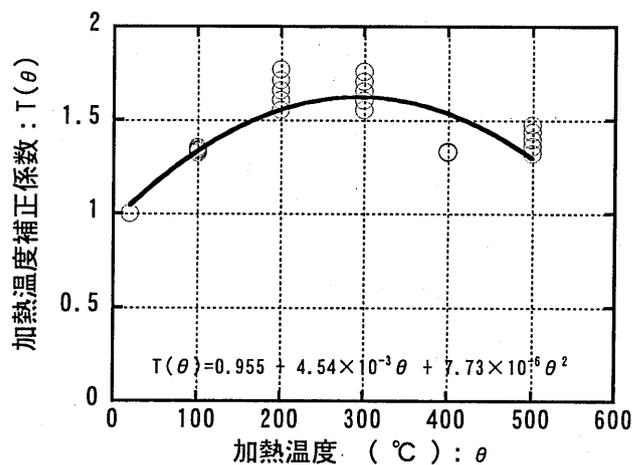


図-5.15 加熱温度と加熱温度補正係数

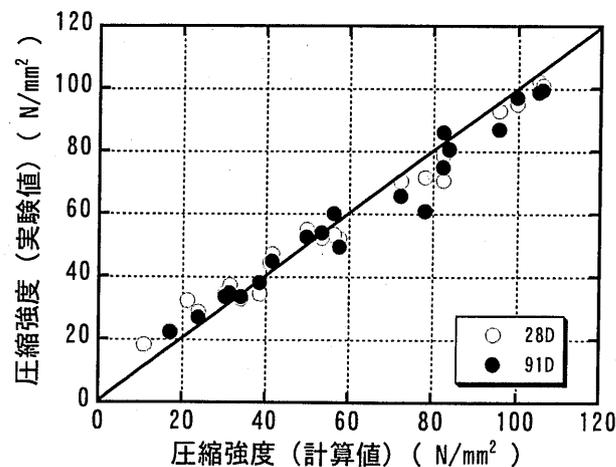


図-5.16 圧縮強度の計算値と実験値

5. 4 まとめ

本研究では、高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度について2通りの方法により推定を行い、明らかとなった事項は次のとおりである。

- (1) 圧縮強度は、常温時と同様に各加熱温度においてもセメント水比と線形関係にある。
- (2) 加熱後の圧縮強度が、常温時の材齢 28 日の圧縮強度を元に、加熱温度をパラメータとして推定できる。
- (3) コンクリートの空隙率は、水セメント比に比例して大きくなる。また常温時と同様に各加熱温度においても線形関係を示す。
- (4) コンクリートの空隙率は、加熱温度が高いほど大きくなる。
- (5) 常温時のコンクリートの空隙率と圧縮強度から、加熱後の圧縮強度を推定できる。
- (6) 加熱温度をパラメータとして、実験結果に基づく2通りの強度推定式を提案し、それぞれ実験値と相関がよい。

参考文献（第5章）

- [5.1] 西垣太郎, 黒羽健嗣, 黒岩秀介, 道越真太郎, 谷田貝健: 超高度コンクリート (Fc100N/mm² クラス) を用いたRC構造物の耐火性, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), A-1, pp.209-212, 1997.9
- [5.2] 藤中英生, 古平章夫, 米沢敏男, 三井健郎: ポリプロピレン繊維を混入した高強度コンクリートのRC柱の耐火性能, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州), A-1, pp.35-36, 1998.9
- [5.3] 一瀬賢一, 長尾覚博: 高温加熱を受けた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, 第541号, pp.23-30, 2001.3
- [5.4] 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, 第557号, pp.23-28, 2002.7
- [5.5] 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, 第515号, pp.163-168, 1999.1
- [5.6] Carlos Castillo and A. J. Durrani: Effect of Transient High Temperature on High-Strength Concrete, ACI Materials Journal, Vol.87, No.1, pp.47-53, 1990
- [5.7] 廣畑光生, 河辺伸二, 岡島達雄, 賀屋善行: 高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.1, pp.625-630, 1997
- [5.8] 河辺伸二, 岡島達雄, 伊藤嘉規: 軽量骨材を用いたコンクリート・モルタルの高温加熱後の力学的性質, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.535-540, 1998
- [5.9] Y.N.Chan,X.Lou,W.Sun: Compressive strength and pore structure of high-performance concrete after exposure to high temperature up to 800°C, Cement and Concrete Research 30,pp.247-251,2000
- [5.10] E.Ryshkewitch: Compression Strength of Porous Sintered Alumina and Ziluoconia, Vol.36, No.2, pp.65-68, 1953
- [5.11] F.P.Kundsen: Dependence of Mechanical Strength of Brittle Polycrystalline Specimens on Porosity and Grain Size, Jour. of the Amer. Ceramic Society, Vol.42, No.8, 1959
- [5.12] E.M. Passmore, R.M. Spriggs, T. Vasilos: Strength-Grain Size-Porosity Relations in Alumina, Jour. of the Amer. Ceramic Society, Vol.48, No.1, 1965
- [5.13] J.Jambor: Influence of Phase Compression of Hardened Binder Paste on Its Pore Structure and Strength, RIREM/IUPAC Symposium on Pore Structure and Properties of Materials, Part V, pp.75-96, 1973

- [5.14] 吉野利幸・鎌田英治・桂 修：空隙指標で表したコンクリート強度式の提案とその
検証，コンクリート工学論文集，第7巻第2号，pp.65-77，1996.7

第6章 高温加熱を受けた鉄筋コンクリート柱部材の実験

6.1 緒言

6.2 試験の概要

6.2.1 試験の組合せ

6.2.2 使用材料

6.2.3 試験体の含水率

6.2.4 加熱方法

6.2.5 測定項目と測定方法

6.3 試験結果および考察

6.3.1 爆裂性状

6.3.2 コンクリート温度

6.3.3 コンクリートの強度劣化領域

6.3.4 水蒸気圧

6.3.5 含水分布

6.3.6 含水分布と温度および圧力の関係

6.4 まとめ

6. 1 緒 言

コンクリート構造体が火災等により高温に曝される場合、コンクリート部材内部の温度特性や力学特性は、コンクリートの含水状態に大きく影響を受けることが知られている。

またコンクリートの爆裂のメカニズムを解明するには、コンクリート部材内部の水分移動を明らかにすることが極めて重要である。しかし、今までの高強度コンクリートの爆裂に関する実験的研究は、加熱試験や耐火試験による爆裂発生の有無の確認や爆裂防止方法の検討、本研究の第2章および第3章で示したようにテストピースレベルでの物性値の把握など温度をパラメータとして扱ったものが多く、コンクリート部材内部の水分移動を考慮したものは非常に少ない。

本章は、火災時の鉄筋コンクリート柱内部の熱・水分移動の性状把握を目的とし、高強度コンクリート（実強度 100N/mm^2 ）を使用した鋼板拘束鉄筋コンクリート柱（以下鋼板拘束RC柱）および鉄筋コンクリート柱（以下RC柱）試験体の加熱試験を実施し、測定結果からその耐火性能の確認と火災加熱を受けるコンクリート構造体内部の温度分布、含水分布および水蒸気圧の変化について検討・考察を加えた。

6. 2 試験の概要

6.2.1 試験の組合せ

試験体は、表-6.1 に示す $400\times 400\times 1200\text{mm}$ の鋼板拘束RC柱（以下CS10-T）とRC柱（以下RC10-T）を各1体、またコンクリートの初期含水率の相違を把握するための $400\times 400\times 600\text{mm}$ 試験体2体（外部を鋼板拘束とし、内部は無筋としたもの、CS10-W とCS10-D）を準備した。各試験体の寸法・形状を図-6.1 に示す。CS10-T と RC10-T 試験体の配筋は、高強度コンクリートを使用する超高層RC造の柱を想定して定めた。各試験体の主筋は D16 (SD490)、帯筋は D6 (SHD685)、また拘束鋼板には SS400 ($t=4.5\text{mm}$) を使用した。

表-6.1 試験体の種類

試験体名	CS10-T	RC10-T	CS10-W	CS10-D
構造種別	鋼板拘束柱	RC造	鋼板拘束柱 (内部は無筋)	
断面寸法	□-400×400mm			
試験体長さ	1200mm		600mm	
コンクリートの目標強度	100 N/mm ²			
主筋 Pg(%)	12-D16 (SD490) 1.99			
拘束鋼板	PL-4.5 (SS400)		PL-4.5 (SS400)	
帯筋		4-D6@60		
Pw(%)	2.25*	0.53	2.25*	
内部コンクリートの含水条件	含水状態 (封かん養生)	含水状態 (封かん養生)	含水状態 (封かん養生)	絶乾状態 (強制乾燥)

* : 拘束鋼板を帯筋比に換算した値

6.2.2 使用材料

コンクリートの使用材料は、 $F_c80\sim100\text{N/mm}^2$ を確保でき、首都圏で比較的容易に使用できるものを選定した。セメント(C)には高ビーライトセメント (C₂S 含有量 47%, 密度 3.20g/cm³, 比表面積 4250cm²/g), 細骨材(S)には木更津産陸砂 (表乾密度 2.64g/cm³, 粗粒率 2.26, 吸水率 1.27%), 粗骨材(G)には青梅産砕石 (硬質砂岩, 表乾密度 2.66g/cm³, 粗粒率 6.66, 吸水率 0.75%) を使用した。混和剤は、カルボキシル基含有ポリエーテル系高性能 AE 減水剤(SP)を使用した。

コンクリートの調合条件は、目標スランプフロー値 60±10cm, 目標空気量 2.5±1.0%とした。またコンクリートの目標強度は、各試験体とも 100N/mm²とした。使用したコンクリートの調合を表-6.2 に、コンクリートの強度試験結果を表-6.3 に示す。また使用した鋼材の力学的性質を表-6.4 に示す。

表-6.2 コンクリートの調合

目標強度 (N/mm ²)	W/C (%)	S/a (%)	単 位 量 (kg/m ³)				
			W	C	S	G	SP(C×%)
100	28	43	170	608	655	962	1.35

表-6.3 コンクリートの強度試験結果

目標強度 (N/mm ²)	圧縮強度 (N/mm ²)	材 齢 (日)	備 考
100	96.1	195 (実験直前)	現場封かん養生
	102.8	214 (実験直後)	

表-6.4 鋼材の力学的性質

供試体	降伏点 (N/mm ²)	弾性係数 (×10 ⁵ N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	使用部位
t=4.5(SS400)	268	2.02	432	拘束鋼板
D16(SD490)	564	1.95	719	主筋(CS10-T,RC10-T)
D6(SHD685)	736	1.99	965	帯筋(RC10-T)

6.2.3 試験体の含水率

加熱試験直前における各試験体のコンクリートの含水率は、円柱供試体(φ100×200mm)の含水率を基に推定した。CS10-T、RC10-T および CS10-W 試験体は、全体をビニールで覆い、概ね封かん状態で養生を行い、現場封かん養生円柱供試体の含水率に等しいものと仮定した。なお円柱供試体の含水率は、加熱炉で加熱温度 110℃として質量が一定となるまで乾燥させ(約3ヶ月)、その質量変化から質量含水率(4.61%：加熱前後における質量変化/加熱後の質量)を求めた。CS10-D 試験体は、上記の円柱供試体と一緒に加熱炉で強制乾燥(110℃で約3ヶ月)させ、円柱供試体との密度比較から質量含水率を 0.87%と推定した。コンクリートの含水率の算定結果を表-6.5 に示す。

表-6.5 コンクリートの含水率の推定

	加熱前の密度 (g/cm ³)	加熱後の密度 (g/cm ³)	質量含水率 (%)
円柱供試体	2.404	2.298 (絶乾)	4.61 (加熱前)
CS10-D	2.404	2.318	0.87 (加熱後) (2.318-2.298)/2.298

6.2.4 加熱方法

加熱は、図-6.1 に示す水平炉(梁・床用耐火炉)にて材齢約7ヶ月後に実施した。加熱試験は、試験体を2体ずつ(CS10-TとCS10-W試験体、RC10-TとCS10-D試験体)同時に加熱した。試験体のセットの状態を写真-6.1 に示す。また試験体は、耐火炉内の加熱が2面から行われるため、各試験体の4面を均等に加熱できるように、試験体側面を耐火炉の加熱バーナーに対して45度ずらして配置した。加熱は、標準加熱曲線(ISO 834に規定)に従い、3時間行った。また加熱後は、自然冷却により温度を下げた。

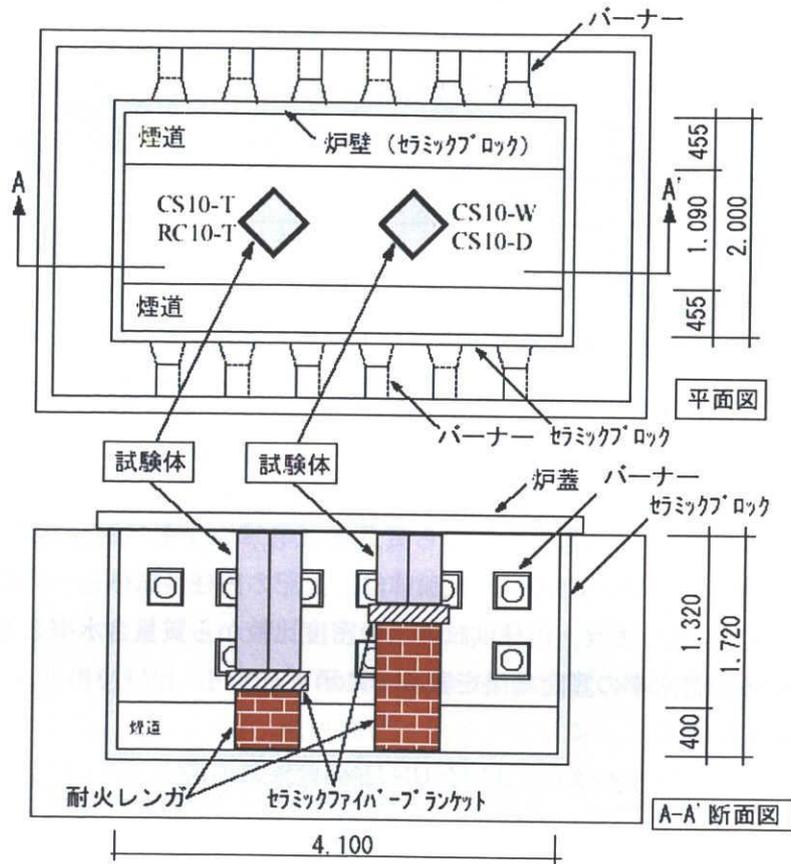


図-6.1 耐火炉



写真-6.1 試験体のセットの状態

6.2.5 測定項目と測定方法

主な測定項目は、加熱後の外観観察、試験体の各内外温度、水蒸気圧および含水率とした。各項目の測定位置を図-6.2に、断面内部の各センサー類の配置の一例を図-6.3に示す。

温度測定は、素線径 0.65mm のセラミック被覆K型熱電対を使用し、炉内温度、試験体の表面温度、試験体の内部温度および鉄筋温度について行った。CS10-W と CS10-D 試験体は、試験体材長方向の中央部にて温度を測定した。また CS10-T と RC10-T 試験体は、材長方向の中央部に加え、柱頭および柱脚付近の計 3 断面に熱電対を配置し、測定した。

水蒸気圧の測定は、CS10-T 試験体、RC10-T 試験体内部の 7ヶ所に圧力測定用パイプ（配管用炭素鋼管：外径 10.5mm，内径 6.5mm，肉厚 2mm）を埋設し、炉外まで延長させたパイプ先端に圧力計を取り付け測定した。

コンクリートの含水率測定は、鎌田ら^[6.1]の電極法を高温下において適用できるように改良した方法^[6.2]により、CS10-T 試験体、RC10-T 試験体について行った。電極法とは、内部コンクリートの所定の位置に電極を埋設し、その電極端子間で測定される電圧に基づき、含水率を推定する方法である。

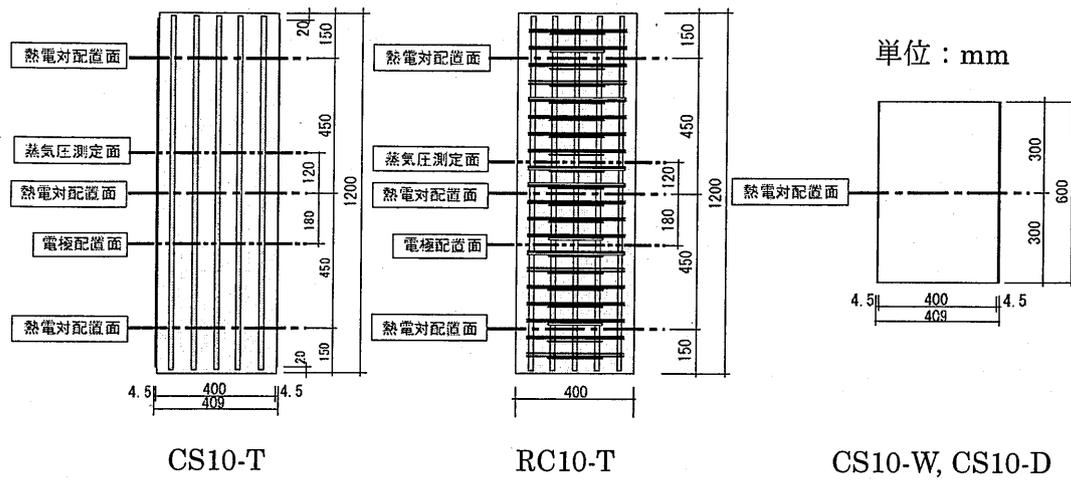


図-6.2 試験体の寸法・形状

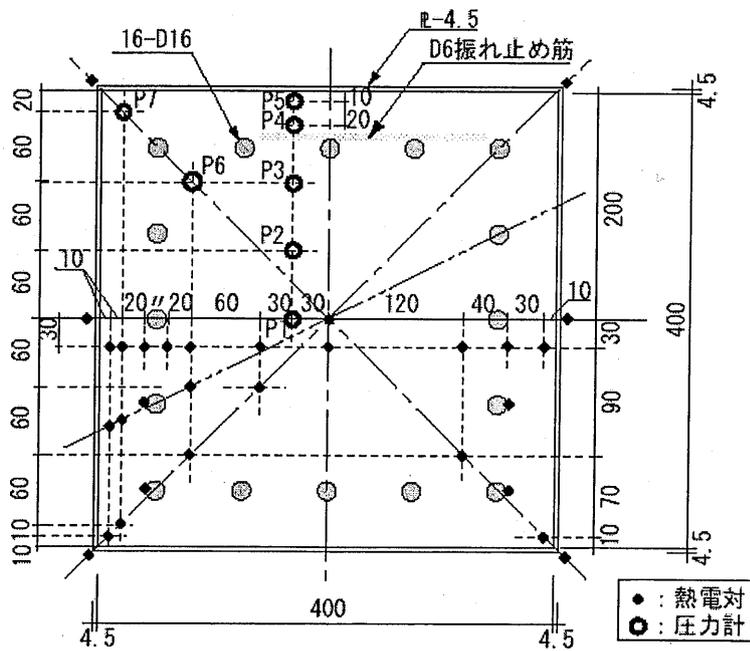


図-6.3 各センサーの配置 (CS10-T)

6. 3 試験結果および考察

6.3.1 爆裂性状

鋼板拘束柱（CS10-T, CS10-W および CS10-D）試験体は，外周面を鋼板で覆っていることもあり，目視による爆裂現象は認められなかった。また加熱終了後，拘束鋼板を剥がして内部コンクリートの状態を観察した結果，写真-6.2 に示すように概ねその原形をとどめており，鋼板拘束により爆裂を防止できることを確認した。

一方 RC10-T 試験体は，加熱 10 分後から爆裂音とともに爆裂が生じ，加熱から約 60 分後まで断続的に爆裂を継続した。爆裂は，試験体の 4 面全てに生じたが，爆裂深さは最大 35mm 程度と比較的浅く，写真-6.2 に示すように主筋および帯筋の露出するまでには到らなかった。爆裂の深さが浅かった要因としては，既往の報告例^[6.3]と同様に養生期間が影響しており，試験体表層部の含水率が低下したものと推察する。



写真-6.2 加熱後の試験体の状態
(左：CS10-T, 右：RC10-T)

6.3.2 コンクリート温度

CS10-T, RC10-T 試験体の内部温度の経時変化を図-6.4 に示す。RC10-T 試験体は、加熱初期に表層部にて爆裂が生じたので、CS10-T 試験体と比較して全体的に高い温度となった。表層部のコンクリート温度を比較すると、最大約 300℃を超える温度差が生じるものの、断面中心部に向かうに従って両試験体の温度差は小さくなった。断面中心部の温度差は、加熱試験中を通じて 50℃未満となった。

コンクリートの含水率を調整した CS10-W, CS10-D 試験体の内部コンクリート温度の経時変化を図-6.5 に示す。強制乾燥により含水率を低減した CS10-D 試験体（質量含水率：0.87%）は、CS10-W 試験体（質量含水率：4.63%）に比べ、内部温度が全体的に高い傾向を示しており、その温度差は表層部で約 100℃、中心部では 18℃となった。

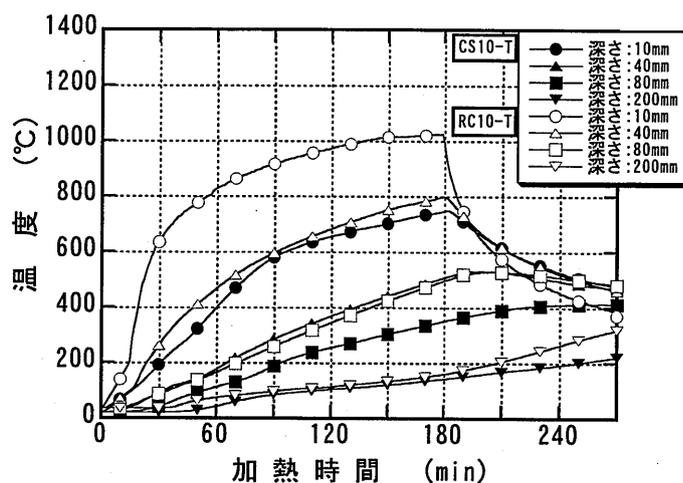


図-6.4 コンクリート温度 (CS10-T, RC10-T)

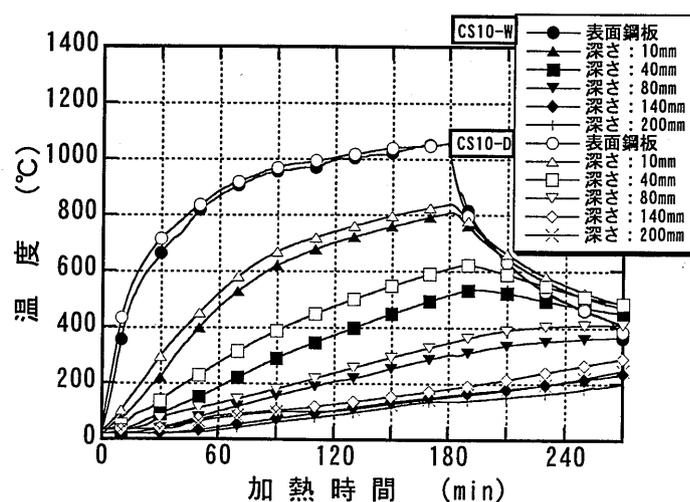


図-6.5 コンクリート温度 (CS10-W, CS10-D)

6.3.3 コンクリートの強度劣化領域

本試験と同時に採取したコンクリート供試体（100φ×200mm）を用いて実施した熱間試験と冷間試験の結果を図-6.6に示す。熱間試験は、2.5℃/分の速度で加熱し、目標の加熱温度に到達後、約5時間温度を保持したのち、強度試験を実施した。冷間試験も2.5℃/分の速度で加熱し、目標の加熱温度に到達後、24時間温度を保持した。その後自然冷却により表面温度が40℃以下になった時点で強度試験を実施した。（各試験方法の詳細は、2章および3章に示す。）コンクリートの圧縮強度は、加熱温度300℃以上において熱間試験、冷間試験ともに強度低下が大きくなることが認められた。また加熱温度400℃を超えると常温時の圧縮強度の2/3まで低下した。そこで、この加熱温度400℃以上となる部分を「コンクリート強度劣化領域」と称し、加熱1～3時間後の各試験体のコンクリート劣化領域を表-6.6に比較する。RC10-T試験体は、かぶりコンクリートが爆裂によって剥落したので、CS10-T試験体に比べて内部コンクリート温度の上昇が大きく、加熱初期におけるコンクリートの強度劣化領域の割合がかなり大きいことがわかる。

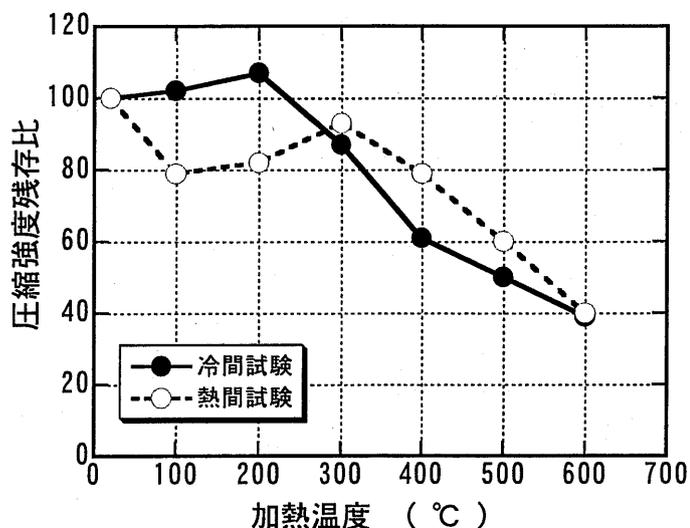


図-6.6 圧縮強度残存比

表-6.6 コンクリート強度劣化領域

加熱温度	強度劣化領域の割合 (劣化領域の断面積/全断面積)		RC10-T
	CS10-T	RC10-T	CS10-T
1時間後	10%	44%	4.4
2時間後	34%	60%	1.8
3時間後	54%	82%	1.5

6.3.4 水蒸気圧

水蒸気圧の経時変化を図-6.7, 図-6.8 に示す。RC10-T 試験体は、加熱初期の爆裂により、かぶりコンクリートが剥落し、表面から深さ 30mm までの圧力計が外部に露出した。このため、測定は試験体の対角方向と表面から 80mm 以上の結果を示す。CS10-T, RC10-T 両試験体ともに、加熱表面から深さ 20mm における対角部の水蒸気圧が最も高い値を示し、CS10-T 試験体では加熱 27 分後に瞬間的に 1.05MPa に達した。しかし他の測点では、最大でも 0.20MPa 程度の圧力上昇にすぎなかった。水蒸気圧の上昇は、断面の中心部に向かって遅れることを確認した。また図-6.4 の結果と併せると、表層部ではコンクリート温度が 100°C に達した後、急激な圧力上昇を示しているが、断面中心部では、コンクリート温度が 100°C に達する前から圧力が上昇し始めている。この現象は RC10-T 試験体にも共通してい

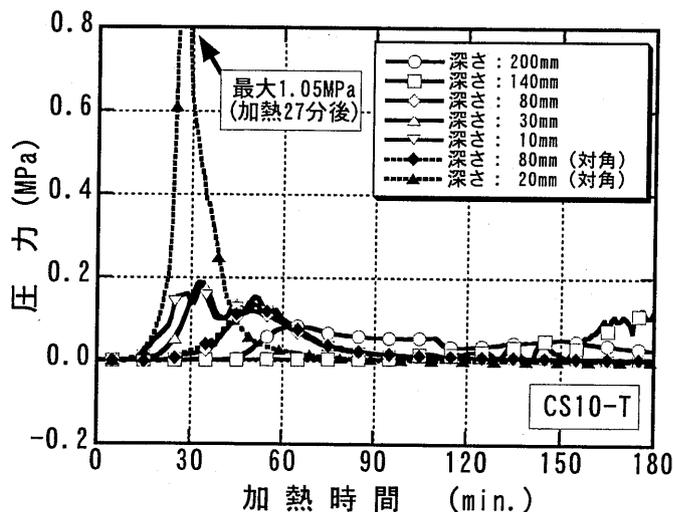


図-6.7 水蒸気圧の経時変化 (CS10-T)

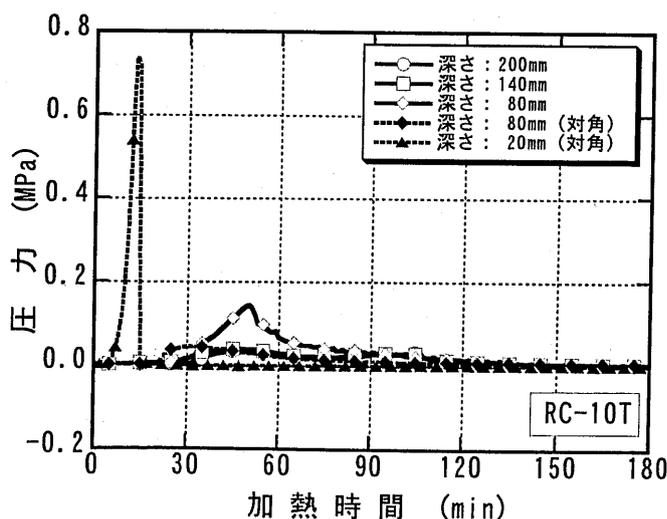


図-6.8 水蒸気圧の経時変化 (RC10-T)

る。RC10-T 試験体の断面中心近傍の測点では、コンクリート温度が 60℃程度に達する加熱 45 分後に圧力が 1 回目の極大値を示し、その後一旦圧力が低下し、コンクリート温度が 100℃に達した後に再び圧力が上昇して極大値を示した。この現象は、急激な加熱により表層部で発生した水蒸気の一部が、蒸発に伴う体積膨張によって発生する圧力を駆動力として、断面中心部（＝低圧側）に向かって移流・拡散して生じた圧力と考えられる。また表層部で発生した水蒸気が断面中心部に達するとき（＝1 回目の極大値）の断面中心部温度は、CS10-T、RC10-T 試験体ともにまだ 100℃以下であるため、水蒸気（＝気相）が冷却されて液相へと変化することにより、圧力が一旦低下する。その後、加熱の進展に従い断面中心部の温度が 100℃に達すると、断面中心部において水分の蒸発が始まり、それに伴い発生する圧力によって 2 回目の極大値を示したものと考えられる。特に CS10-T 試験体は、外周面を鋼板で覆っており、加熱表面から直接外気へ水蒸気が解放されないため、断面中心部における圧力が RC10-T 試験体よりも高く、その圧力を維持し続けていたものと推察される。

6.3.5 含水分布

CS10-T、RC10-T 試験体の柱中央部における電極の出力値（以下電極値と称す）の経時変化を図-6.9、図-6.10 に示す。電極値は、各電極端子間の電圧の関数、すなわち含水率および温度の関数であり、含水率の増加および温度の上昇に伴い値が増加し、逆に乾燥状態においては値が減少する特性を有する。ここでは、加熱開始時の出力値でイニシャライズした電極値の変化を示す。この結果から、両試験体とも表層部から中心部に向かって順に電極値が最大値に達し、その後低下することから、水分の蒸発が表面から順次進行していく様子がわかる。また CS10-T 試験体は、RC10-T 試験体よりも内部温度が低いにもかかわらず、電極値が RC10-T 試験体よりも大きいことから、CS10-T 試験体の内部コンクリートは RC10-T 試験体よりも高い含水状態にあることが推察できる。

電極値がゼロとなった時点コンクリートの絶乾状態と仮定し、CS10-T、RC10-T 試験体の柱中央部に埋設した対辺方向の電極について、加熱面（コンクリート表面）からの距離とその測点位置が絶乾状態となる加熱時間の関係を図-6.11 に示す。CS10-T 試験体中心部は、加熱 180 分後でも電極値が大きく、まだ含水状態であるものと推察できる。コンクリートの含水領域（Wet Zone）と絶乾領域（Dry Zone）との境界（以下「乾湿インターフェイス」と称す）は、各測点間によって若干のばらつきがみられるものの、加熱時間に比例して表層部から内部へと順次進行していることがわかった。

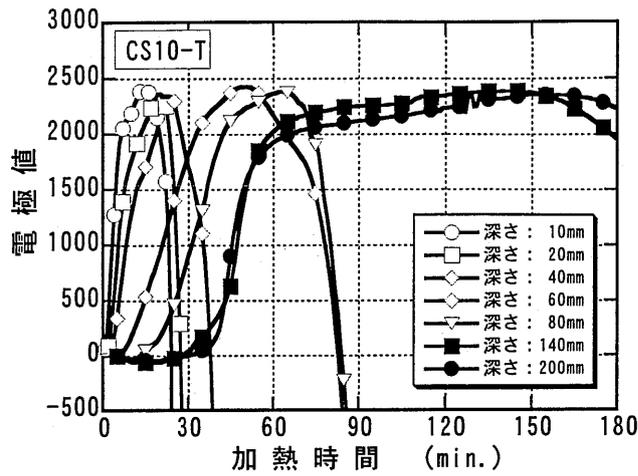


図-6.9 電極値の経時変化 (CS10-T)

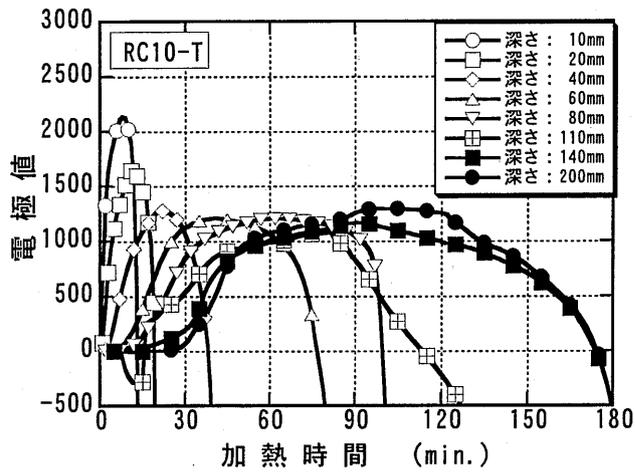


図-6.10 電極値の経時変化 (RC10-T)

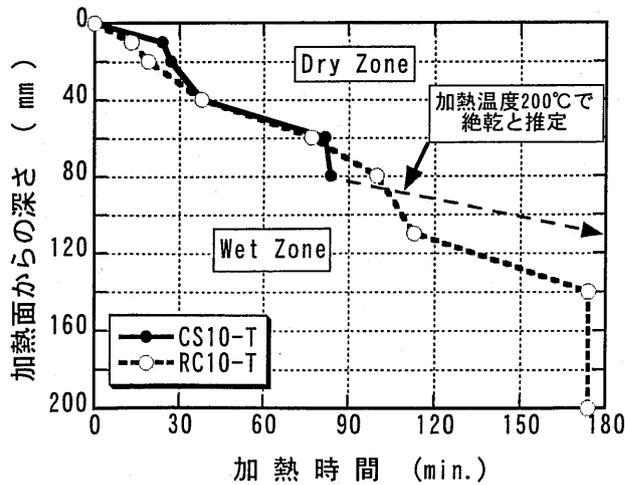


図-6.11 乾湿インターフェイスの経時変化

6.3.6 含水分布と温度および圧力の関係

CS10-T, RC10-T 試験体の乾湿インターフェイスの位置と、その時刻における断面内部の温度分布ならびに圧力分布の関係を図-6.12, 図-6.13 に示す。CS10-T 試験体は、加熱初期段階において乾湿インターフェイス近傍で圧力が最大となり、また乾湿インターフェイスの外側の乾燥領域においても高い圧力を示している。これは、CS10-T 試験体の外周が鋼板で覆われており柱表面から水蒸気が解放されないため、乾湿インターフェイス外側の乾燥領域においても、水蒸気が多く存在しているものと推察される。また加熱 60 分後以降においては、乾湿インターフェイスの位置にかかわらず、断面中心部の圧力が最も高い傾向を示している。

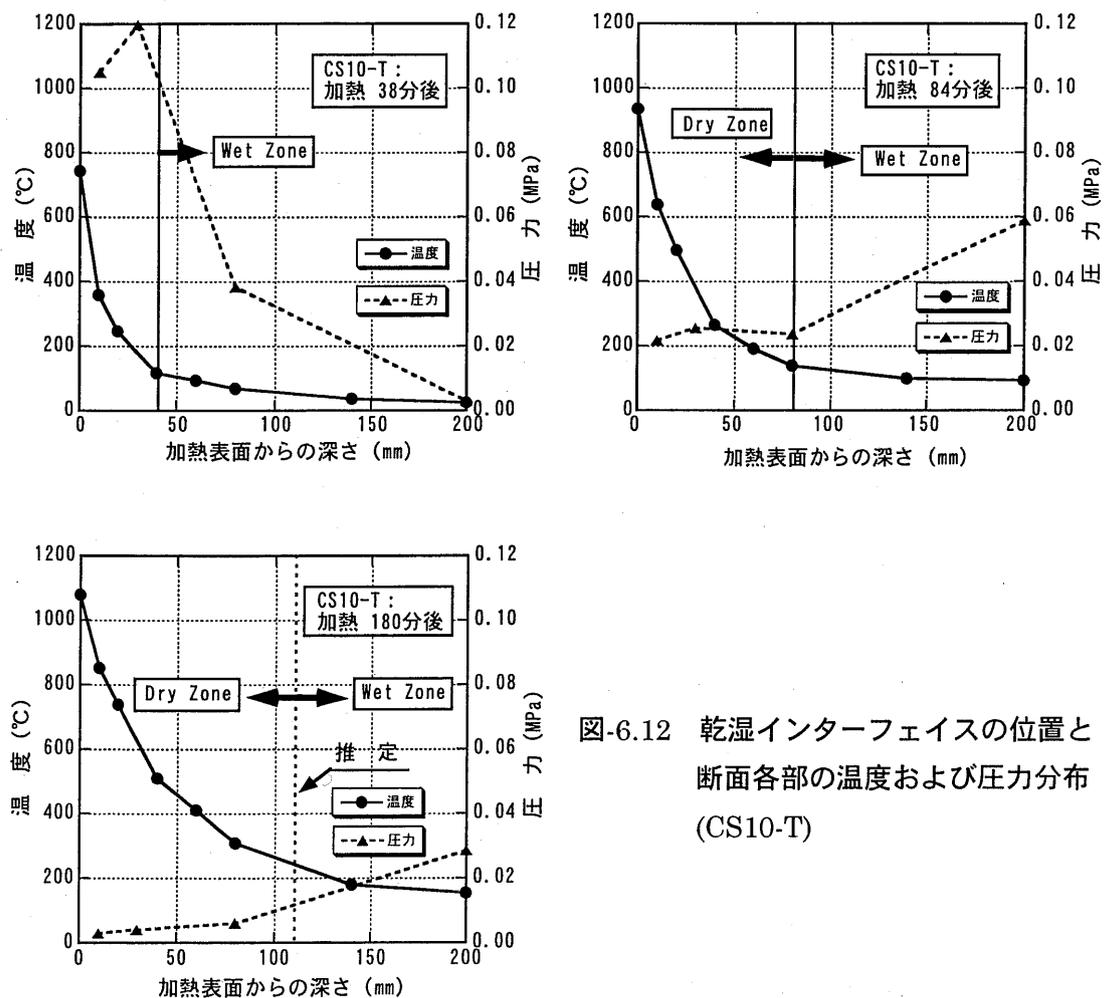


図-6.12 乾湿インターフェイスの位置と断面各部の温度および圧力分布 (CS10-T)

RC10-T 試験体は、加熱約 90 分後までは乾湿インターフェイス近傍で圧力が最大となっているが、加熱の進展に従って断面内部の圧力分布が均等化されてゆき、徐々に圧力が低下してゆく傾向を示した。また加熱 180 分後においては、全断面が絶乾状態に至っているため、圧力はほとんど検出されていない。

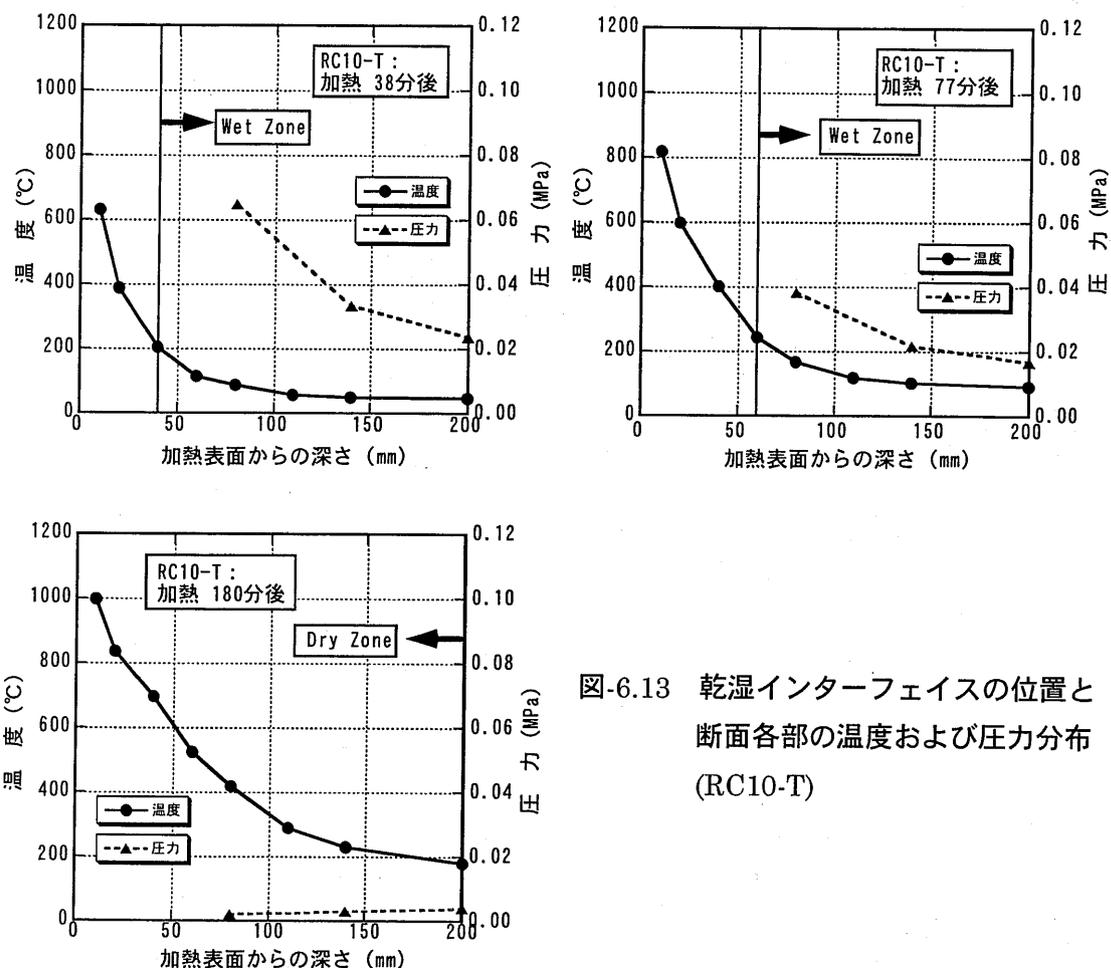


図-6.13 乾湿インターフェイスの位置と断面各部の温度および圧力分布 (RC10-T)

6. 4 まとめ

100N/mm² 級の高強度コンクリートを使用した鋼板拘束RC柱およびRC柱の加熱試験を実施した結果、以下のことがわかった。

- (1) 鋼板拘束RC柱では、コンクリートの爆裂を防ぐことができ、内部コンクリートおよび鉄筋の温度上昇を抑制できることを実証した。またRC柱においても十分な養生を行えば、100N/mm² 級の高強度コンクリートを使用した場合においても爆裂が緩和されることが認められる。
- (2) 火災加熱を受けた鋼板拘束RC柱、RC柱の内部温度分布、含水分布および水蒸気圧の推移を概ね知ることができる。
- (3) コンクリート内部の絶乾領域と含水領域の境界となる乾湿インターフェイスは、加熱の経過時間に比例して内部へと進行する。鋼板拘束RC柱は、外周面を鋼板で覆っているため、水蒸気が外気に解放されにくく、RC柱よりも内部コンクリートの乾燥の進行が若干緩やかとなる。
- (4) コンクリート内部の水蒸気圧は、加熱初期段階においては乾湿インターフェイス近傍で最大値を示す。その後は加熱の経過時間に伴い、鋼板拘束RC柱では、断面中心部の圧力が最も大きい状態を維持しながら圧力が低下してゆく傾向を示す。一方RC柱では、断面内部の圧力分布が均等化されながら徐々に圧力が低下してゆく傾向を示す。

参考文献（第6章）

- [6.1] 田畑雅幸, 洪 悦郎, 鎌田英治: 電極法によるコンクリート含水率の測定, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), pp.117-118, 1976.10
- [6.2] 長尾覚博, 中根 淳, 一瀬賢一: 高温加熱されるコンクリート中の含水率測定法, 大林組技術研究所報, No.32, pp.107-111, 1986
- [6.3] 大角 昇, 飛坂基夫, 井上明人: 高強度コンクリートの耐火性の評価に関する研究(第5報: 柱部材を想定した試験体による実験Ⅱ), 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東) A, pp.1099-1100, 1993.9

第7章 鉄筋コンクリート柱部材の火災時における変形性状の解析

- 7. 1 緒 言
- 7. 2 解析プログラム
 - 7.2.1 解析方法
 - 7.2.2 解析の対象
 - 7.2.3 解析における各定数
- 7. 3 既往の実験を対象とした解析
 - 7.3.1 熱伝導解析
 - 7.3.2 応力解析
- 7. 4 シミュレーション
 - 7.4.1 解析対象
 - 7.4.2 軸力比の影響
 - 7.4.3 コンクリート強度の影響
 - 7.4.4 部材寸法の影響
- 7. 5 まとめ

7. 1 緒 言

30層を超える超高層鉄筋コンクリート造（超高層 RC 造）への高強度コンクリートの適用には、第6章で行ったような部材加熱実験や部材載荷加熱実験による検討が適宜行われている。しかし高強度コンクリートを使用した実大部材レベルの実験は、設備面、コスト面などから実施が困難であり、小型試験体を用いた載荷加熱試験結果が幾つか報告されているにすぎない^{[7.1], [7.2]}。

一方解析においては、温度測定結果に基づいた検討が一部行われているが、火災時における温度依存性を考慮した熱定数や材料定数等について、まだ十分なデータが揃っていないこともあり、あまり活用されていない。実験による検討が、十分にできないことを考慮すれば、解析による検討をより積極的に行うことが重要であると考えられる。

そこで本論文では、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耐火性能について解析的検討を試みるものである。始めに既往の鉄筋コンクリート柱部材の耐火性能試験結果と解析によって得られる値との整合性を検討する。次に実際に40層程度の鉄筋コンクリート造として設計した柱部材（ $Fc80N/mm^2$ ）について、火災時の変形についてシミュレーション解析を行い、実設計への適用性を示す。

7. 2 解析プログラム

7.2.1 解析方法

解析には、長沼^{[7.3], [7.4]}が中心となり開発した非線形有限要素解析プログラム（名称 FINAL）を使用した。これは、熱伝導解析、静的応力解析、動的応答解析が可能であり、主にコンクリート系構造を対象として、外力および温度荷重を受ける場合の弾性から破壊に至るまでの挙動を、材料レベルの構成則に基づいて予測することができる解析プログラムである。

解析手順は、まず熱伝導解析を行い、断面の各要素における時刻歴温度を求める。続いてその時刻歴温度を各要素に与え非線形応力解析を行う。ここで非定常熱伝導方程式の解法には、Crank-Nicolson の差分式を用い、非線形応力解析は、接線剛性法により、収束計算に Newton-Raphson 法を用いた。

7.2.2 解析の対象

解析の対象は、松戸ら^[7.5]の報告による図-7.1 に示す断面を有する柱部材（ $400 \times 400 \times 3600\text{mm}$ ）試験体（5体）とした。加熱区間は、柱中央部 2000mm とした。解析に使用した各試験体の諸元、コンクリートおよび鉄筋の常温時における力学的性質を

表-7.1～表-7.3 に示す。解析は、部材の対称性を考慮して、柱断面の 1/4 部分を図-7.2 に示すようにメッシュ分割して行った。加熱温度は、ISO 834 に定める標準加熱温度曲線であり、以下の式で表す温度を与えた。加熱時間は、実験結果に合わせて4時間加熱とした。また冷却時は、文献[7.5]で示された炉内の平均温度を与えた。

$$T = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20 \quad (0 \leq t \leq 240) \quad \dots\dots(7.1)$$

T : 加熱温度(°C), t : 経過時間(分)

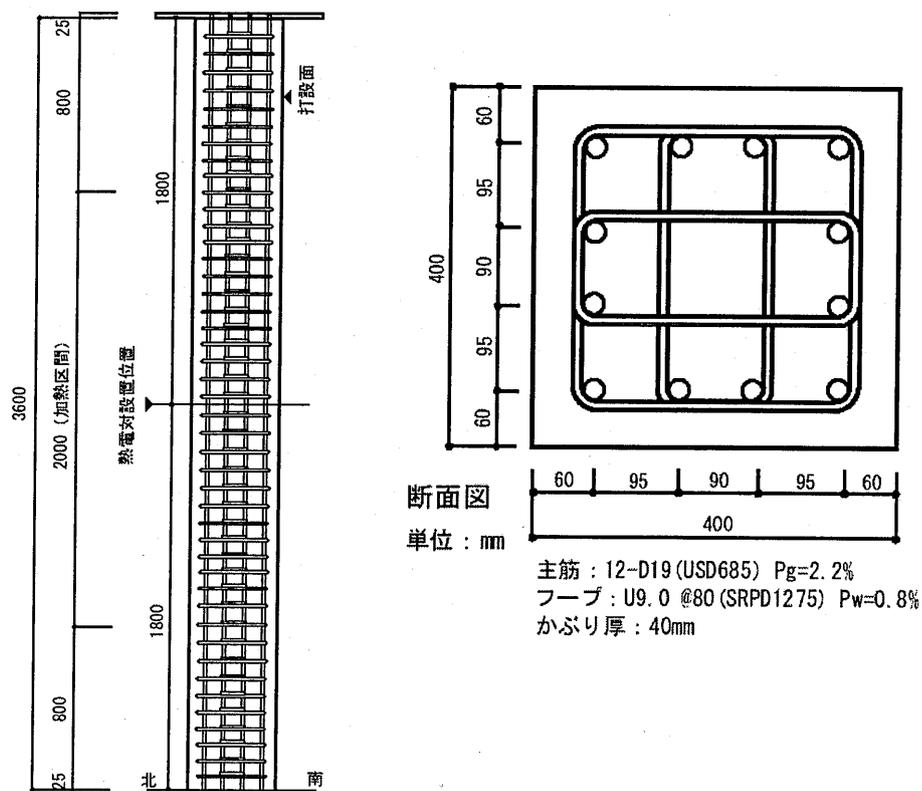


図-7.1 柱部材の立面図と断面図

表-7.1 各試験体の諸元

試験体名	調合番号	実強度 σ_B (N/mm ²)	軸力 $\sigma_N \cdot A_c$ (kN)	軸力比 σ_N / σ_B	含水率(%)	
					表面	中心
C13N27	S18	126.5	5443	0.27	4.9	6.4
C11N30	S24	113.4	5443	0.30	4.6	6.6
C11N35			6104	0.35	4.6	6.6
C08N30	S35	77.3	3710	0.30	5.1	7.9
C08N44			5443	0.44	5.1	7.9

表-7.2 コンクリートの力学的性質

調合番号	水結合材比 W/B (%)	圧縮強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	最大応力時歪 (×10 ⁻⁶)
S18	18	126.5	37910	3614
S24	24	113.4	36390	3604
S35	35	77.3	34810	2999

表-7.3 鉄筋の力学的性質

鉄筋	降伏強度 (N/mm ²)	ヤング係数 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)
D19(USD685)	792	220500	971
U9(SBPD1275)	1410*	208000	1520

* : 0.2%オフセット

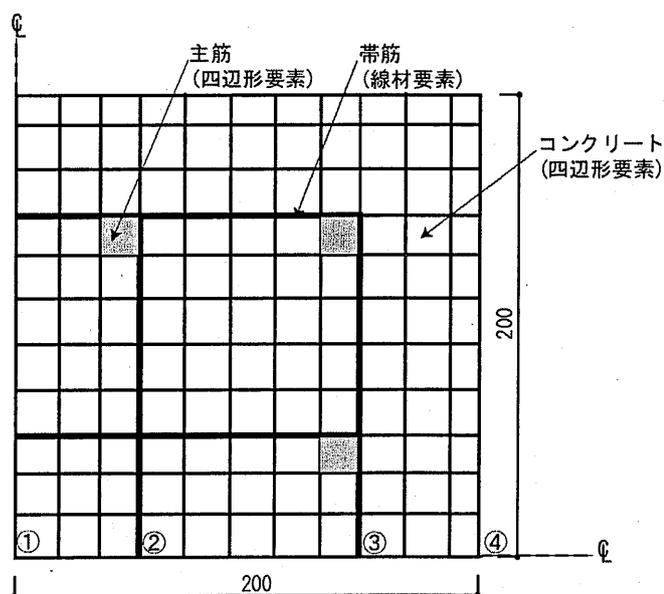


図-7.2 解析モデル

7.2.3 解析における各定数

熱伝導解析に使用したコンクリートおよび鉄筋の各熱定数を表-7.4 に示す。熱定数は、Eurocode No.4^[7.6]に準拠して設定した。また応力解析に用いたコンクリートおよび鉄筋の材料定数は、温度依存性を有するものとし、常温値に対する比を以下の各式に基づき定めた。

1) コンクリートの圧縮強度^[7.7]

$$\sigma_c(\theta) / \sigma_c(20) = 1.02 + 3.75 \times 10^{-4} \theta - 2.44 \times 10^{-6} \theta^2 \quad \dots\dots(5.1)$$

$\sigma_c(20)$: 20°Cにおけるコンクリートの圧縮強度

$\sigma_c(\theta)$: θ °Cにおけるコンクリートの圧縮強度

θ : 温度 (以下同様)

2) コンクリートのヤング係数^[7.8]

$$E_c(\theta) / E_c(20) = 1.07 - 2.53 \times 10^{-3} \theta + 1.45 \times 10^{-6} \theta^2 \quad \dots\dots(7.2)$$

$E_c(20)$: 20°Cにおけるコンクリートのヤング係数

$E_c(\theta)$: θ °Cにおけるコンクリートのヤング係数

3) コンクリートの圧縮強度時のひずみ^[7.8]

$$\varepsilon(t) / \varepsilon(20) = 1.00 - 1.10 \times 10^{-4} \theta + 5.64 \times 10^{-6} \theta^2 \quad \dots\dots(7.3)$$

$\varepsilon(20)$: 20°Cにおけるコンクリートの圧縮強度時のひずみ

$\varepsilon(\theta)$: θ °Cにおけるコンクリートの圧縮強度時のひずみ

4) 鉄筋の降伏点^[7.9]

高強度鉄筋の高温時における物性データは、ほとんど報告されていない。このため降伏点およびヤング係数については、文献[7.9]に示されるSD490データを代用した。

$$\sigma_s(\theta) / \sigma_s(20) = 0.978 + 1.85 \times 10^{-4} \theta - 2.83 \times 10^{-6} \theta^2 + 1.69 \times 10^{-9} \theta^3 \quad \dots\dots(7.4)$$

$\sigma_s(20)$: 20°Cにおける鉄筋の降伏点

$\sigma_s(\theta)$: θ °Cにおける鉄筋の降伏点

5) 鉄筋のヤング係数^[7.9]

$$E_s(\theta) / E_s(20) = 0.988 + 3.42 \times 10^{-4} \theta - 2.39 \times 10^{-6} \theta^2 + 1.13 \times 10^{-9} \theta^3 \quad \dots\dots(7.5)$$

$E_s(20)$: 20°Cにおける鉄筋のヤング係数

$E_s(\theta)$: θ °Cにおける鉄筋のヤング係数

6) コンクリートの過渡ひずみ^[7.10]

コンクリートに圧縮荷重が作用した状態で加熱を受ける際に生じる全体ひずみは、熱膨張ひずみと応力ひずみおよびクリープひずみを足し合わせた値よりもかなり大きな収縮を

示す。この加熱過程で生じる収縮ひずみは、コンクリートのゲル水や結合水の脱水によるもので、「過渡ひずみ (Transient strain)」または「遷移ひずみ」と呼ばれている。このひずみを考慮しないと火災加熱を受ける鉄筋コンクリート系構造物の熱応力・変形性状を精度良く模擬できないといわれている。本解析では、Anderberg ら^[7,10]によって示された次式により過渡ひずみを考慮している。

$$\varepsilon_{tr} = -2.35 \times \varepsilon_{th} \cdot \sigma / \sigma_c(20) \quad \dots\dots(7.6)$$

ε_{th} : 熱膨張ひずみ, σ : 存在応力度,

$\sigma_c(20)$: 20℃における圧縮強度

表-7.4 コンクリート・鉄筋の熱定数

種類	項目	算定式
コンクリート	熱伝導率 (W/mK)	$\lambda_c = 2.0 - 0.24 \times (\theta / 120) + 0.012 \times (\theta / 120)^2$ ($20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C}$)
	比熱 (J/kgK)	$C_c = 900 + 80 \times (\theta / 120) - 4 \times (\theta / 120)^2$ ($20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C}$)
	線膨張係数	$\alpha_c = 9.0 \times 10^{-6} + 6.9 \times 10^{-11} \theta^2$ ($20 \leq \theta \leq 700^\circ\text{C}$) $\alpha_c = 0.0$ ($700^\circ\text{C} < \theta$)
鉄筋	熱伝導率 (W/mK)	$\lambda_s = 54 - 3.33 \times (\theta / 100)$ ($20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 800^\circ\text{C}$) $\lambda_s = 27.3$ ($800^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C}$)
	比熱 (J/kgK)	$C_s = 470 + 20 \times (\theta / 100) + 3.8 \times (\theta / 100)^2$ ($20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 800^\circ\text{C}$) $C_s = 873$ ($800^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C}$)
	線膨張係数	$\alpha_s = 1.2 \times 10^{-5} + 0.8 \times 10^{-8} \theta$ ($20 \leq \theta \leq 750^\circ\text{C}$) $\alpha_s = 0$ ($750 < \theta \leq 860^\circ\text{C}$) $\alpha_s = 2.0 \times 10^{-5}$ ($860^\circ\text{C} < \theta$)

7. 3 既往の実験を対象とした解析

7.3.1 熱伝導解析

熱伝導解析値と実験値との比較の一例を図-7.3に示す。解析では、表-7.1に示すコンクリートの含水率を帯筋の内側には、「中心」の含水率、外側には「表面」の含水率を与え、潜熱の影響を考慮した。また潜熱を考慮しない場合の解析結果を図-7.4に示す。蒸発潜熱を考慮しない場合は、コンクリートの内部ほど実験値との温度差が大きくなっているが、蒸発潜熱を考慮することにより、3時間加熱後まで概ね推定できることがわかる。しかしながら潜熱を考慮した場合でも、経過時間200分後に部材中心部の含水率が0%に達すると急激に温度上昇が生じ、解析値と実験値とは大きく異なった。これは、実際の柱部材の加熱では、コンクリート中の水蒸気圧の上昇に伴い、内部の水分移動が抑制されると共に、沸点上昇も起こっていると考えられる。その結果、解析値に比べ水分蒸発が遅く、温度上昇も抑えられるものと推察される。

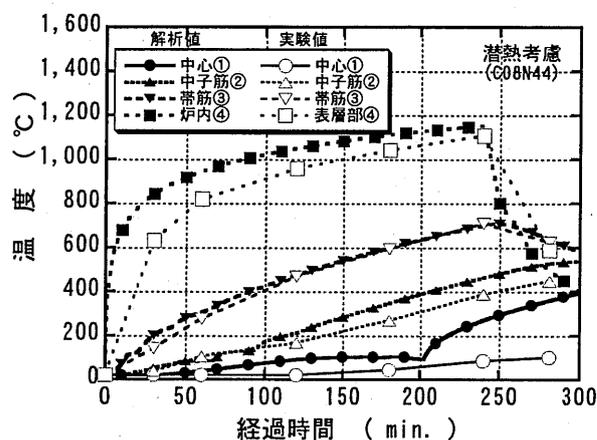


図-7.3 熱伝導解析による温度の時刻歴（潜熱考慮）

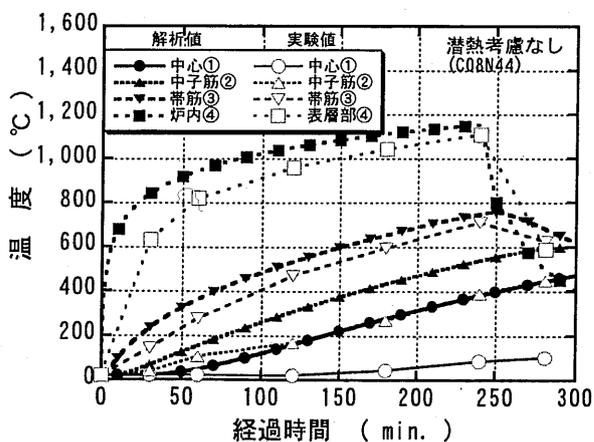


図-7.4 熱伝導解析による温度の時刻歴（潜熱考慮なし）

7.3.2 応力解析

柱部材の崩壊条件は、次の2条件のどちらかを満たす時点とした。これは、耐火性能試験における合格判定基準に基づいて定めたものである。

- ① 軸方向収縮量(mm) : $h/100$ 以上。
- ② 軸方向変形速度(mm/分) : $3h/1000$ 以上。

ここで h : 加熱区間長さ(mm)

本解析では、 $h=2000\text{mm}$ であるため軸方向収縮量 20mm、軸方向変形速度 6mm/分を崩壊条件とした。

解析値と実験値との比較を図-7.5～図-7.7に示す。これらの結果から C13N27 を除いて、鉄筋コンクリート柱部材の加熱時の変形を概ね推定できることがわかった。C13N27 は、解析値と実験値との差が大きい。これは、加熱開始直後から試験体に生じた生じた爆裂が大きく影響しており、部材の断面欠損により変形が早く進んだためと推察できる。そこでかぶりコンクリートの約 1/3 が加熱初期から欠損していたものとして解析した結果を図-7.8に示す。爆裂によるかぶりコンクリートの欠損を考慮することにより、柱部材の軸方向変形の推定が他の試験体と同様に可能であることがわかった。

また解析による柱部材崩壊の判定は、すべて実験値よりも早期に生じており、安全側に評価できることがわかる。よって本解析方法によって火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形を概ね推定でき、また崩壊についても安全側に評価できるものと考えられる。

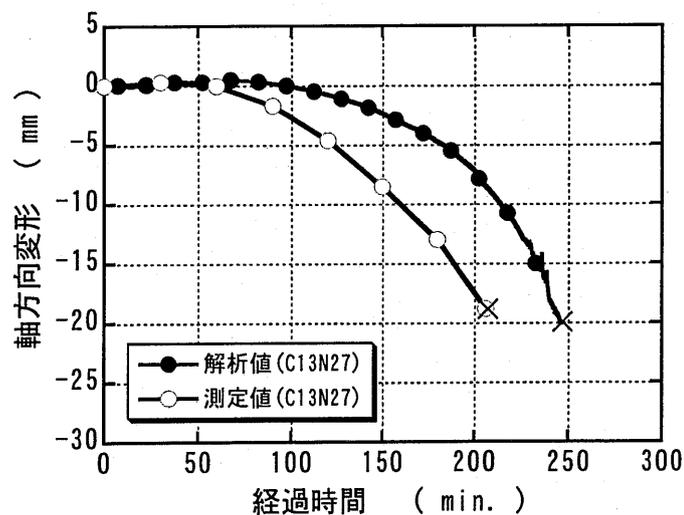


図-7.5 応力解析による軸方向変形の時刻歴 (C13)

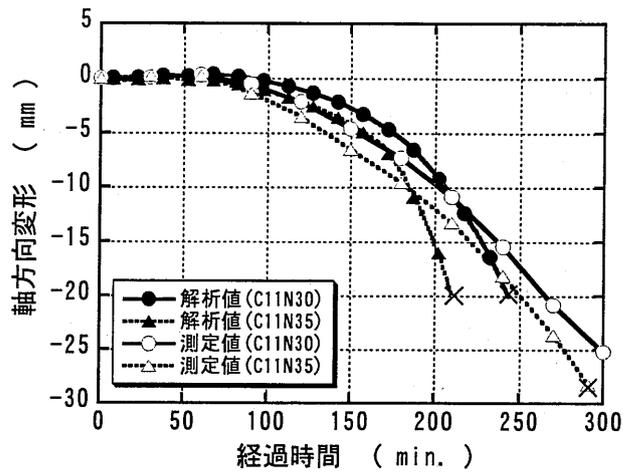


図-7.6 応力解析による軸方向変形の時刻歴 (C11)

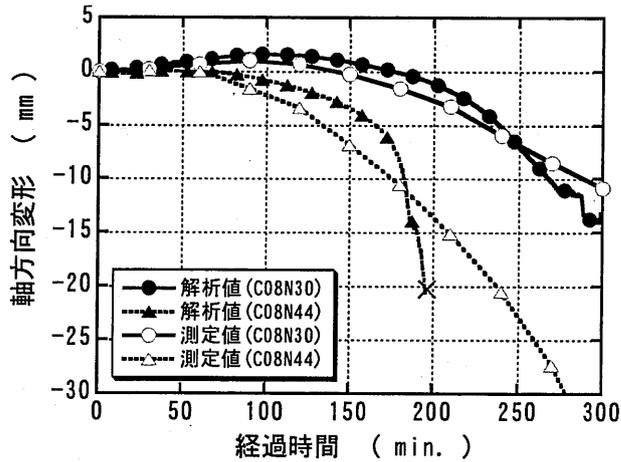


図-7.7 応力解析による軸方向変形の時刻歴 (C8)

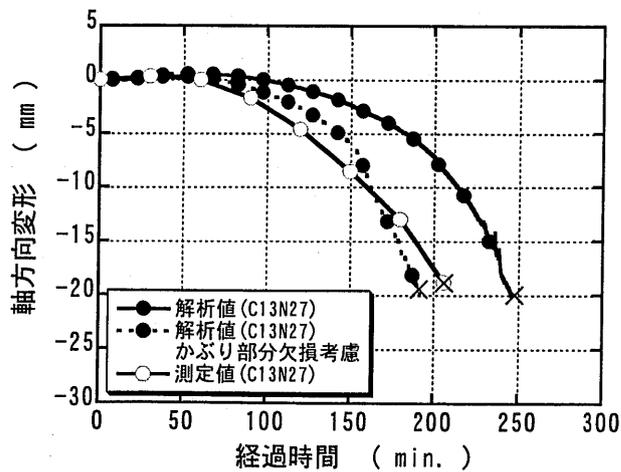


図-7.8 応力解析による軸方向変形の時刻歴 (C13)
(かぶり部分の欠損を考慮)

7.4 シミュレーション

7.4.1 解析対象

実工事に適用した鉄筋コンクリート柱部材（断面：900×900mm，加熱区間：3000mm）を対象として検討した。柱部材の断面図を図-7.9に示す。この部材は、 $F_c 80\text{N/mm}^2$ の高強度コンクリートを使用し，適用柱の中で最も鉄筋量が少ない部材である。解析モデルは，柱部材断面の対称性を利用して図-7.10に示す1/4断面とした。

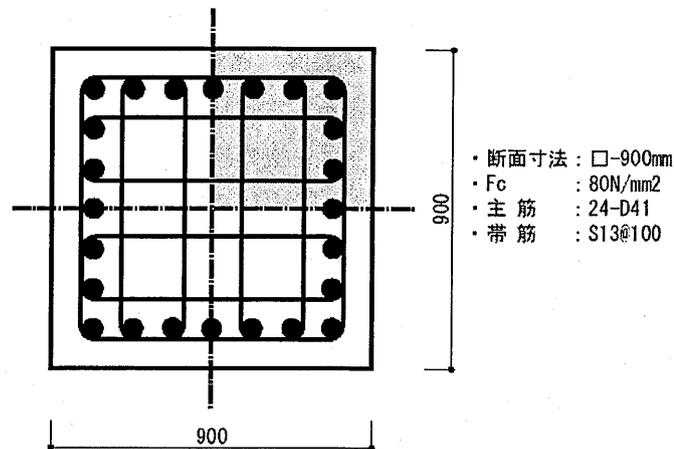


図-7.9 柱部材の断面図

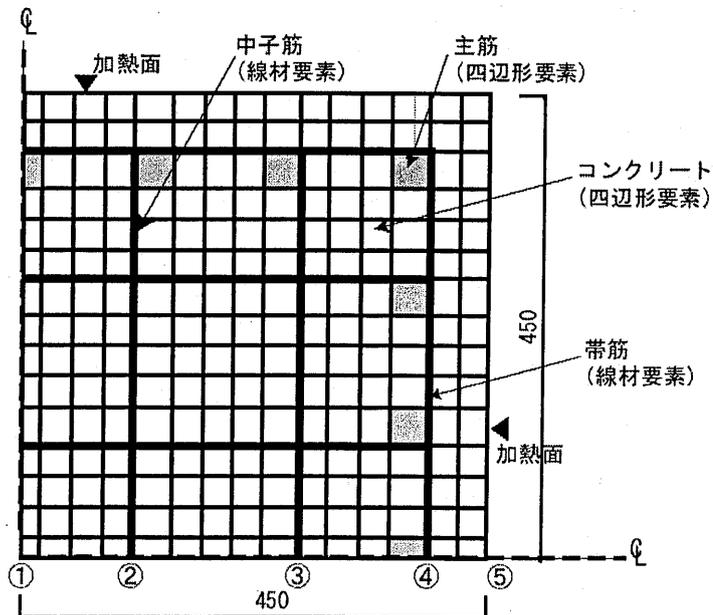


図-7.10 解析モデル

熱定数は、表-7.4 から算定される値を用いた。また常温時における各材料定数を表-7.5 に示す。コンクリートの含水率は、柱部材内部 5%一様と仮定した。加熱温度は、ISO 834 に定める標準加熱温度曲線に従い、(7.1)式で表される温度を与えた。加熱時間は、3 時間加熱とした。また冷却時の炉内温度は、加熱速度と同一速度で冷却させ、次の(7.7)式で表される温度を与えた。

$$T=1110-345\log_{10}\{8(t-180)+1\} \quad (180 < t \leq 300) \quad \dots\dots(7.7)$$

T : 加熱温度(°C), t : 経過時間(分)

柱部材の崩壊条件は、前述と同様 (7.3.2 参照) とし、軸方向変形 30mm 以上、軸方向変形速度 9mm/分以上とした。なお $F_c 80\text{N/mm}^2$ 、軸力比 0.3 (軸力として 19.94MN) の場合を中心として、軸力比、設計基準強度、断面寸法の影響について検討した。図中の表示は、共通部分を除き、部材寸法—設計基準強度—軸力比の順 (表示例 C900-F80-N 0.3) に記した。

表-7.5 常温時における各材料定数

種類	項目	材料定数および算定式
コンクリート	圧縮強度 (N/mm^2)	$F_c : 60, 80, 100, 120$
	ヤング係数 (kN/mm^2)	$E_c = 33.5 \times (\gamma/2.4)^2 \times (F_c/60)^{1/3}$ (γ : 一律 2.4)
	ポアソン比	$\nu = 0.17$ (一律)
鉄筋	降伏点 (N/mm^2)	主筋 : 490 帯筋 : 785
	ヤング係数 (kN/mm^2)	主筋 : 205 帯筋 : 208
	ポアソン比	$\nu = 0.30$ (一律)

7.4.2 軸力比の影響

Fe80N/mm²を使用し、軸力比を0.2~0.5（軸力として12.96MN~32.4MN）とした場合の熱伝導解析および応力解析の結果をそれぞれ図-7.11、図7.12に示す。図-7.3の既往実験の結果に比べて柱部材中心部の温度上昇が低いことがわかる。これは、部材断面が既往実験の400mm角に比べ、900mm角と大きいことと、加熱時間が4時間から3時間へと短くなっていることによる。

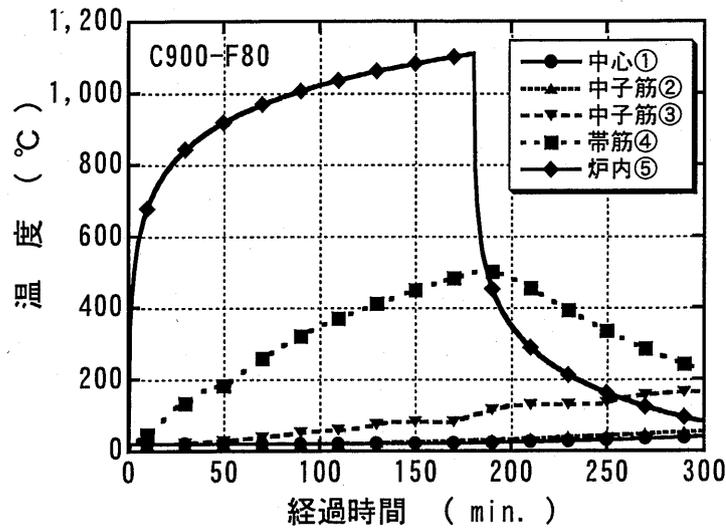


図-7.11 熱伝導解析による温度の時刻歴

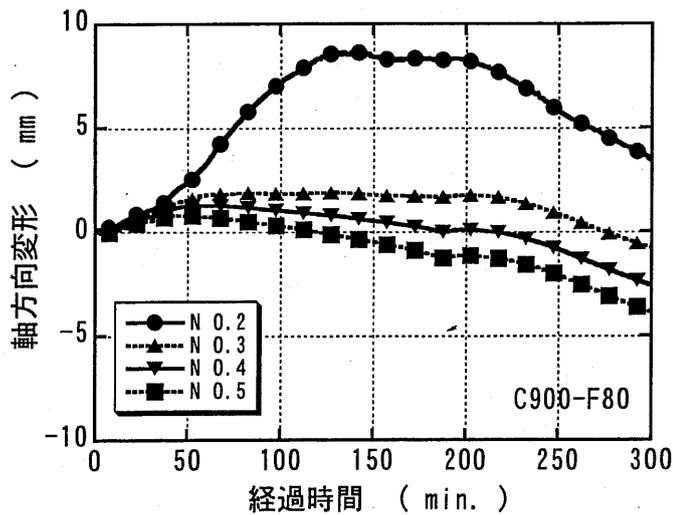


図-7.12 軸力比の影響 (C900-F80)

また図-7.11の結果から、中子筋③の部分までは、受熱温度として200℃未満であり、既往の材料実験結果^[7,8]からも強度劣化がほとんどないことが推察できる。またこの部材では、軸力比の増加に伴い変形量は収縮側に大きくなるが、軸力比として0.5を与えた場合でも崩壊に至っておらず、十分に3時間の耐火性能を有することが予想できる。

Fc60N/mm²を超える高強度コンクリートでは、含水状態、強度レベル等の違いによって加熱開始10～30分後からかぶりコンクリートの爆裂が生じる場合が多い。そこで加熱開始前からかぶりコンクリートの半分(20mm)が欠損しているものとして、熱伝導解析および応力解析を行った。柱断面に対する欠損面積は、約8.7%になる。また断面には、欠損のない状態での軸力を与えた。熱伝導解析の結果を図-7.13に、応力解析の結果を図-7.14に示す。熱伝導解析の結果から、図-7.11と比較してかぶりコンクリートの欠損により3時間加熱後において帯筋④の温度で200℃程度高くなることがわかる。応力解析の結果によれば、図-7.12に比べて、収縮側への変形量が大きくなっているものの、3時間加熱後における収縮量は小さく、崩壊しないことが予想できる。しかし、解析の結果によれば、軸力比0.4以上において冷却時に崩壊の危険性を示している。冷却時の変形性状については、冷却速度により大きく左右されることが予想できるが、比較できる十分なデータがないので、評価方法も含め今後の課題の一つと考える。

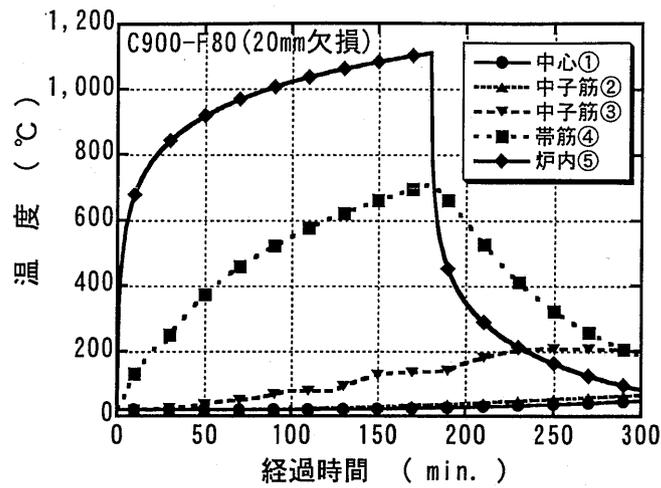


図-7.13 熱伝導解析による温度の時刻歴
(C900-F80 かぶり 20mm 欠損)

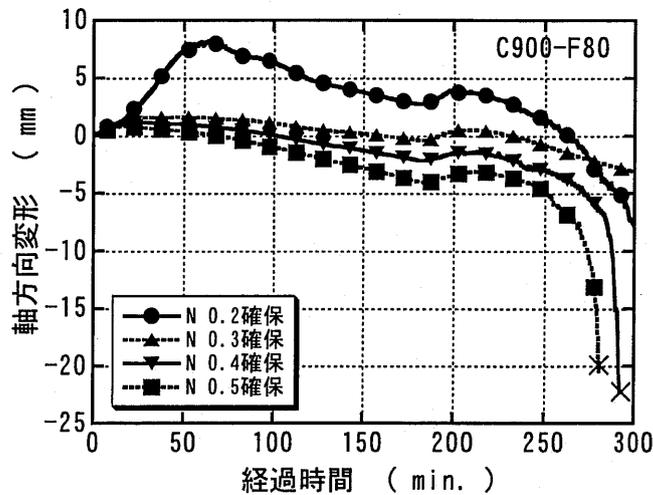


図-7.14 軸力比の影響 (かぶり 20mm 欠損)

7.4.3 コンクリート強度の影響

軸力を一定 (19.44MN) として、 $F_c60\text{N/mm}^2 \sim 120\text{N/mm}^2$ まで変えた場合の応力解析結果を図-7.15 に示す。コンクリート強度が高いほど収縮側への変形量が小さくなることわかる。これは、軸力を一定としたため、コンクリート強度が高いほど、軸力比が小さくなることと、コンクリートの残存強度も高くなるため、収縮側への変形が小さくなるものと推察できる。またこの部材に $F_c60\text{N/mm}^2$ のコンクリートを使用した場合でも、3時間の耐火性能を有する可能性が高いことが予想できる。

また軸力比を 0.3 一定として $F_c 60\text{N/mm}^2 \sim 120\text{N/mm}^2$ まで変えた場合（軸力 14.58MN \sim 29.16MN）の応力解析結果を図-7.16 に示す。軸力比を一定とした場合は、コンクリート強度が高いほど火災時の伸び出しが小さい。これは、鉄筋の配筋が同一であるため、コンクリート強度が高いほど主筋の負担が大きくなったことによると推察できる。

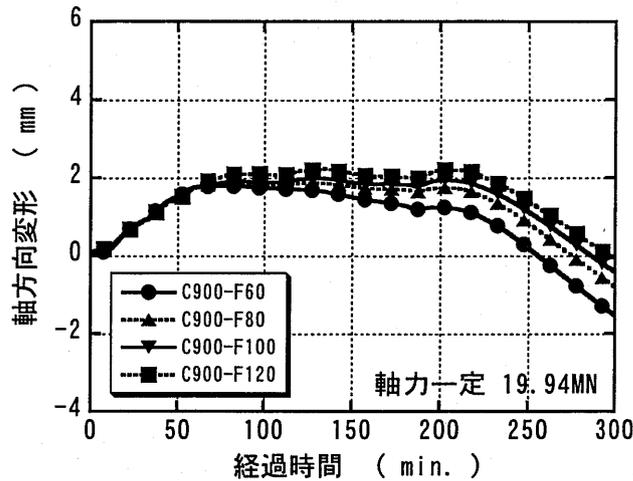


図-7.15 コンクリート強度の影響（軸力一定）

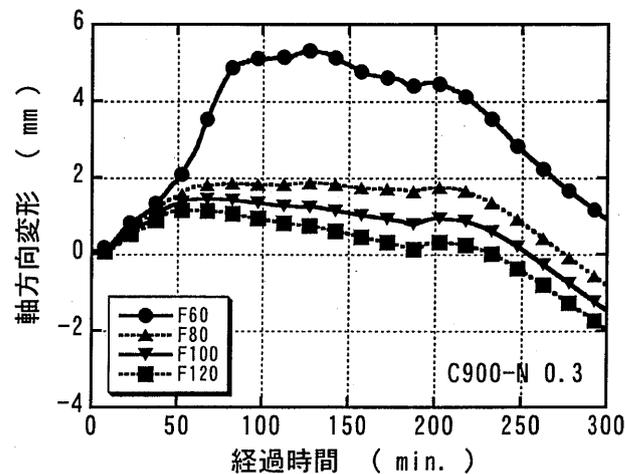


図-7.16 コンクリート強度の影響（軸力比一定）

7.4.4 部材寸法の影響

主筋および帯筋の配筋は変えずに、部材断面を $1000 \times 1000\text{mm}$ に変えた場合 ($F_c 80\text{N/mm}^2$, 軸力比 0.3) の比較を図-7.17 に示す。コンクリート強度および軸力比を一

定とした場合は、部材断面の大きい方が加熱時の変形量を小さくできることがわかる。これは、部材断面の大きい方が、火災時の部材平均温度が低く、熱膨張ひずみも小さくなり、部材の変形が小さくなるものと推察できる。

軸力を一定 (19.44MN) として、部材断面、コンクリート強度を変えた場合の比較を図-7.18 に示す。軸力一定の場合は、部材断面の大きい方が熱膨張ひずみによる伸び出し後の収縮が小さいことが読みとれる。また断面寸法を小さくし、設計基準強度を大きくすることで、同じような変形となることがわかる。

以上のように、本解析を行うことにより、設計段階で火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形性状を定性的に予測できるものとする。

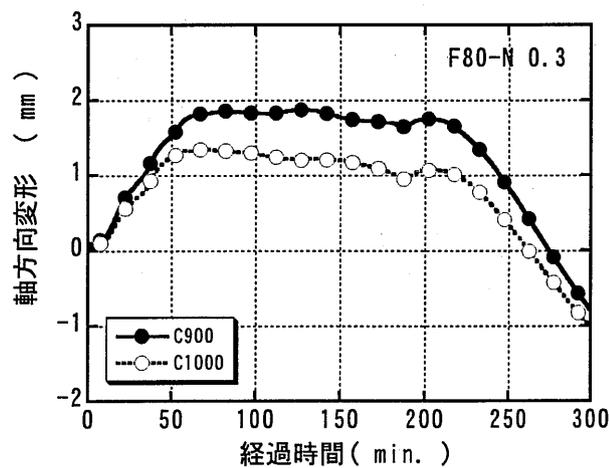


図-7.17 部材寸法の影響 (軸力比一定)

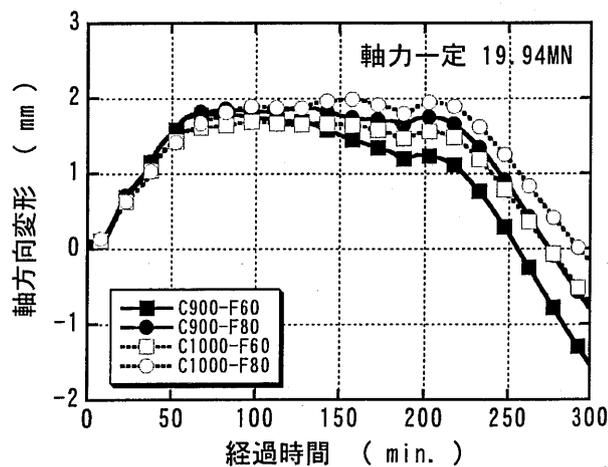


図-7.18 部材寸法の影響 (軸力一定)

7. 5 まとめ

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ついて解析的に検討を行い、以下のことがわかった。

- (1) 非線形有限要素解析により、既往の鉄筋コンクリート柱部材の耐火試験結果を概ね再現することができる。
- (2) 軸力比、コンクリート強度および部材寸法をパラメータとして解析を行い、火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形性状に及ぼす影響を概ね把握できる。
- (3) 設計段階において、火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形性状について、本解析により予測可能である。

今後は、爆裂の時期や程度を考慮した評価式の提案、高強度コンクリートおよび高強度鉄筋の高温時の力学性状の見直しを行い、解析精度の向上を目指す予定である。

参考文献（第7章）

- [7.1] 水野敬三他：高強度($F_c=1000\text{kgf/cm}^2$)RC 柱の耐火性能に関する研究（その 1～3），日本建築学会大会学術講演梗概集（北海道），A-2, pp.73-78, 1995.8
- [7.2] 茂木 武他：鉄筋コンクリート柱の耐火実験，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），A-2, pp.85-86, 2000.9
- [7.3] 長沼一洋：平面応力場における鉄筋コンクリート板の非線形解析モデル，日本建築学会構造系論文報告集，第 421 号，pp.39-48, 1991.3
- [7.4] 長沼一洋：非線形ポアソン効果を考慮した三軸応力下のコンクリートの直交異方性構成モデル，日本建築学会構造系論文報告集，第 485 号，pp.109-116, 1996.7
- [7.5] 松戸正士他：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），（その 2），日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸），A-2, pp.21-24, 2002.8
- [7.6] Commission of European Communities : Eurocode No.4, Design of Composite Structures part10, Structural Fire Design, 1990.4
- [7.7] 一瀬賢一，河辺伸二：高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度の推定，日本建築学会構造系論文集，第 561 号，pp.17-21, 2002.11
- [7.8] 一瀬賢一，長尾覚博：高温加熱を受けた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，第 541 号，pp.23～30, 2001.3
- [7.9] 長尾覚博，江戸宏彰，丹羽博則，上杉英樹：鉄筋コンクリート用棒鋼の高温引張試験結果，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），A-2, pp.75-76, 2000.9
- [7.10] Anderberg,Y. and Thelandersson,S. : Stress and Deformation Characteristics of Concrete at High Temperatures 2. Experimental Investigation and Material Behavior Model, Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology, Bulletin No.54, Sweden, 1976

第8章 結 論

- 8. 1 本研究の結論
- 8. 2 今後の研究課題

8. 1 本研究の結論

本研究の目的は、火災時および火災後の高強度コンクリートの力学的性質を解明することにある。そして、この結果をコンクリート部材の健全性評価の解析に結びつけることにある。この目的達成のため、まず冷間試験および熱間試験を行い、高温加熱下における高強度コンクリートの力学的性状を実験的に把握した。次に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加熱試験を行い、コンクリート構造体内部の温度分布、含水分布および水蒸気圧の変化を測定した。また材料実験で得られたデータを元に圧縮強度、ヤング係数等のモデル化を行い、実大柱部材の火災時における変形についてシミュレーション解析を実施した。

以下に各章のまとめを要約する。

第1章では、研究の背景と高温加熱下の高強度コンクリートに関する既往の研究について述べ、研究の目的と範囲を明らかにする。

第2章では、高温加熱（100～600℃）を受けた高強度コンクリートの力学的性質の把握を目的とし、ビニロン繊維混入の有無、水結合材比、加熱温度、加熱時の供試体の暴露条件および加熱開始材齢をパラメータとして冷間試験を行い、以下のことを明らかにする。

- (1) 水結合材比 20%～50%の高強度コンクリートは、ビニロン繊維を 0.5%/vol.混入することにより爆裂防止の可能性はある。
- (2) 高強度コンクリートは、高温加熱後の圧縮強度の低下が大きい。しかし圧縮強度残存比で比較すると普通強度のコンクリートと同等以上の残存比を示す。また 600℃加熱後の圧縮強度残存比は、0.3～0.4を示す。
- (3) 高強度コンクリートのヤング係数も、圧縮強度と同様に加熱温度が高くなるほど低下する。しかし普通強度のコンクリートと同程度のヤング係数残存比を確保できる。600℃加熱後のヤング係数残存比は、0.1まで低下する。一方シールの場合は、ヤング係数の低下が小さく、加熱温度 200℃においてヤング係数残存比 0.8を確保する。
- (4) 動弾性係数は、加熱温度、水結合材比、試験時の暴露条件および加熱開始材齢によらずヤング係数との相関性が高い。
- (5) 応力ひずみ関係は、加熱温度が高くなるに従い、最大応力度に対するひずみ量は大きくなる。
- (6) コンクリートの総細孔量は、水結合材比、加熱温度、加熱時の暴露条件が異なっても、圧縮強度が高いほど小さくなり、圧縮強度との相関性が高い。

第3章では、耐火性の異なる硬質砂岩と石灰岩および軽量骨材を粗骨材に使用した高強度コンクリート・モルタルおよび軽量コンクリートを取りあげ、高温加熱（100～600℃）

を受けた高強度コンクリートの力学的性状におよぼす骨材の影響について冷間試験を行い、以下のことを明らかにする。

- (1) 圧縮強度は、第2章の結果と同様に加熱温度が高いほど低下する。また圧縮強度の低下は、骨材の種類によって異なり、600℃加熱後の圧縮強度残存比は、0.2～0.6の範囲にある。
- (2) ヤング係数も圧縮強度と同様に加熱温度が高いほど低下する。600℃加熱後のヤング係数残存比は、0.1～0.2まで低下し、軽量骨材を使用したコンクリートの残存比が若干大きい。
- (3) 粗骨材に石灰岩を使用した場合よりも硬質砂岩を使用したコンクリートの方が、熱に対する力学的性質の低下が小さい。
- (4) 軽量骨材を使用したコンクリートは、普通骨材を使用した場合に比べ、加熱温度400℃以上における圧縮強度およびヤング係数の低下が小さい。
- (5) 軽量細骨材の相違は、残存比で比較すると圧縮強度、ヤング係数に差を認められない。
- (6) ヤング係数と動弾性係数との相関性は、骨材の種類が異なった場合でもよい。

第4章では、高温加熱状態（100～600℃）における高強度コンクリートの力学的性質について、水セメント比と加熱温度をパラメータとして熱間試験を実施し、以下のことを明らかにする。

- (1) 熱間試験による圧縮強度は、加熱温度100℃～200℃で低下し、加熱温度300℃～400℃で若干回復し、加熱温度400℃以上では再び低下という複雑な強度変化を示す。また圧縮強度残存比は、加熱温度600℃でも水セメント比によらず常温時の約50%を確保する。
- (2) 熱間試験によるヤング係数は、加熱温度が高いほど低下する。またこのヤング係数は、低水セメント比の方が大きい。また600℃加熱後のヤング係数残存比は、常温時の35%～55%を確保できる。
- (3) 最大応力度におけるひずみは、加熱温度300℃を超えると急激に大きくなる。また低水セメント比ほど高温時におけるひずみの増加が大きい。

第5章では、第2章の結果に基づき高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度について2通りの方法により推定を行い、以下のことを明らかにする。

- (1) 圧縮強度は、常温時と同様に各加熱温度においてもセメント水比と線形関係を示す。
- (2) 加熱後の圧縮強度が、常温時の材齢28日の圧縮強度を元に、加熱温度をパラメータとして推定できる。
- (3) コンクリートの空隙率は、加熱温度が高いほど大きく、水セメント比に比例して大きくなる。また常温時と同様に各加熱温度においても線形関係を示す。
- (4) 常温時のコンクリートの空隙率と圧縮強度を元に、加熱後の圧縮強度を推定できる。

- (5) 実験結果に基づき、加熱温度をパラメータとして提案した2通りの強度推定式は、それぞれ実験値との相関がよい。

第6章では、火災時の鉄筋コンクリート柱内部の熱・水分移動の性状把握を目的とし、高強度コンクリート（実強度 100N/mm^2 ）を使用した鋼板拘束鉄筋コンクリート柱（鋼板拘束RC柱）および鉄筋コンクリート柱（RC柱）試験体の加熱試験を実施し、測定結果からその耐火性能の確認と火災加熱を受けるコンクリート構造体内部の温度分布、含水分布および水蒸気圧の変化について、以下のことを明らかにする。

- (1) 鋼板拘束RC柱では、鋼板によりコンクリートの爆裂を防ぐことができ、内部コンクリートおよび鉄筋の温度上昇を抑制できる。またRC柱においても十分な養生を行えば、 100N/mm^2 級の高強度コンクリートを使用した場合においても爆裂が緩和できる。
- (2) 火災加熱を受けた鋼板拘束RC柱、RC柱の内部温度分布、含水分布および水蒸気圧の推移を概ね把握した。
- (3) コンクリート内部の絶乾領域と含水領域の境界となる乾湿インターフェイスは、加熱の経過時間に比例して内部へと進行してゆく。鋼板拘束RC柱は、鋼板により水蒸気が外気に解放されにくいため、RC柱よりも内部コンクリートの乾燥の進行が若干緩やかである。
- (4) コンクリート内部の水蒸気圧は、加熱初期段階においては乾湿インターフェイス近傍で最大値を示す。その後は、加熱の経過時間に伴い、鋼板拘束RC柱では、断面中心部の圧力が最も大きい状態を維持しながら圧力が低下してゆく傾向を示す。一方RC柱では、断面内部の圧力分布が均等化されながら徐々に圧力が低下してゆく傾向を示す。

第7章では、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状について解析的に検討を行い、以下のことを明らかにする。

- (1) 非線形有限要素解析により、既往の鉄筋コンクリート柱部材の耐火試験結果を概ね再現することができる。
- (2) 軸力比、コンクリート強度および部材寸法をパラメータとして解析を行い、火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形状に及ぼす影響を概ね把握できる。
- (3) 設計段階において、火災時の鉄筋コンクリート柱部材の変形状について、本解析により予測可能である。

本研究の成果により、火災時および火災後の高強度コンクリートを使用したRC部材の健全性評価を行い、RC建物の構造安全性と設計の合理化の向上に展開したい。

8. 2 今後の研究課題

高温加熱下の高強度コンクリートに関する研究として、今後実施すべき課題としては、以下のことが考えられる。

- (1)冷間試験，熱間試験における試験方法の標準化
 - (2)載荷加熱試験における過渡ひずみの解明
 - (3)爆裂の時期や程度を考慮した評価式の提案
- などが重要である。

最近では，設計基準強度 100N/mm^2 以上（水セメント比 20%以下）の高強度コンクリートも使用されるようになってきており，本研究成果の拡張も必要である。また土木分野においても沈埋トンネルや水底トンネルなどを中心として耐火安全性が重要になってきており，火災に対する対策等が検討されるようになってきている。

今後とも，この分野の課題克服に微力とも役立てるよう努力を続けていきたいと思う。

發表論文

発表論文（審査有り）

- (1) 一瀬賢一，長尾覚博：高温加熱を受けた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，第 541 号，pp.23-30，2001.3（第 2 章）
- (2) 一瀬賢一，丹羽博則，長尾覚博：火災時の鉄筋コンクリート柱部材の熱・水分移動に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，第 553 号，pp.7-12，2002.3（第 6 章）
- (3) 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，第 557 号，pp.23-28，2002.7（第 4 章）
- (4) 一瀬賢一，河辺伸二：高温加熱を受けた高強度コンクリートの圧縮強度の推定，日本建築学会構造系論文集，第 561 号，pp.17-21，2002.11（第 5 章）
- (5) 一瀬賢一，長尾覚博，中根 淳：高温加熱を受けた高強度コンクリートの力学的性質に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.19，No.1，pp.535-540，1997.6（第 2 章）
- (6) 一瀬賢一，長尾覚博，川口 徹：高温加熱下における高強度コンクリートの力学的性質に関する研究，コンクリート工学年次論文報告集，Vol.21，No.2，pp.1105-1110，1999.7（第 4 章）
- (7) 一瀬賢一，川口 徹，長尾覚博，河辺伸二：高温加熱を受けた軽量コンクリートの力学的性質，コンクリート工学年次論文集，Vol.23，No.2，pp.397-402，2001.7（第 3 章）
- (8) 一瀬賢一，川口 徹，長尾覚博：高温加熱を受けた高強度コンクリートにおける粗骨材の影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.24，No.1，pp.285-290，2002.6（第 3 章）

（査読審査中）

- (1) 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（投稿中），（第 7 章）

発表論文（無審査）

- (1) 一瀬賢一，川口 徹：高温加熱後における高強度コンクリートの各種強度特性，日本建築学会大会学術講演梗概集（東北），A-1，pp.937-938，2000.9
- (2) 一瀬賢一，川口 徹，長尾覚博：高温加熱後における高強度軽量コンクリートの各種強度特性，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），A-1，pp.135-136，2001.9（第 3 章）
- (3) 丹羽博則，長尾覚博，一瀬賢一，江戸宏彰，上杉英樹：火災加熱を受ける鉄筋コンクリート柱内部の熱・水分移動に関する研究（その 1 コンクリート内部の温度と水蒸気圧の推移），日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），A-2，pp.27-28，2001.9（第 6 章）

- (4) 長尾覚博, 丹羽博則, 一瀬賢一, 江戸宏彰, 上杉英樹: 火災加熱を受ける鉄筋コンクリート柱内部の熱・水分移動に関する研究 (その2 コンクリート内部の含水状態および温度・水蒸気圧との関係), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), A-2, pp.29-30, 2001.9 (第6章)
- (5) 一瀬賢一, 川口 徹, 長尾覚博: 高温加熱後の高強度コンクリートの力学的性質におよぼす骨材の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北陸), A-2, pp.51-54, 2002.8 (第3章)

発表原稿 (無審査)

- (1) 一瀬賢一, 長尾覚博, 吉田正友: 火災とコンクリート 高温加熱下のコンクリート性状, セメント・コンクリート, No.664, pp.28-33, 2002.6

謝 辞

本論文は、筆者が（株）大林組技術研究所建築材料研究室（旧建築第二研究室）において行ってきた研究の成果と名古屋工業大学大学院都市循環システム工学専攻博士課程後期在学中の研究の成果をとりまとめたものです。本論文をまとめるにあたり、多くの方々からのご指導、ご鞭撻、ご協力をいただき深く感謝申し上げます。

特に、名古屋工業大学大学院都市循環システム工学専攻 河辺伸二助教授には、多大なご指導、ご教示を賜りました。深く感謝いたします。

また、前名古屋工業大学学長 岡島達雄博士には、筆者が名古屋工業大学建築学科在学中より多くのご指導を賜りました。大変感謝しております。

本論文の審査を通じ、大変貴重なご助言を賜りました名古屋工業大学大学院都市循環システム工学専攻 梅原秀哲教授、同システムマネジメント工学科 市之瀬敏勝教授に心から感謝いたします。

（株）大林組技術研究所長 表 佑太郎取締役には、大学院に通う機会を与えていただきましたことを感謝いたします。また（株）大林組技術研究所建築材料研究室 川口 徹室長には、大学院に通う機会のみならず、研究が行えるように業務の調整をしていただいたことに深く感謝いたします。プロジェクト部 長尾覚博主席研究員には、研究の終始に渡り非常に有益なご助言、ご示唆を賜りました。大変感謝しております。また入社以来、終始暖かいご指導、ご支援を賜りました（株）大林組技術研究所 武田寿一前常務取締役、高橋久雄元室長、中根 淳前室長に深く感謝いたします。

論文作成にあたり、（株）大林組技術研究所プロジェクト部 丹羽博則研究員には、第6章の実験からデータ処理に至るまで多大な協力をして頂き感謝しています。また建築構造研究室 長沼一洋主任研究員には、第7章をまとめるにあたり解析の指導をして頂き感謝しています。

この三年間、建築材料研究室の中で暖かく見守っていただいた小柳光生主席研究員、堀長生主席研究員、大池 武主任研究員、小川晴果主任研究員、三谷一房副主任研究員、神代泰道副主任研究員、奥田章子研究員に感謝いたします。

また本論文で実施した実験を遂行するにあたり、特に吉田篤史職員には多大な協力をいただきました。感謝しております。また氏家隆二職員、千葉義人さん、千葉 隆さん、加園 薫さん、増山俊隆さん、福田祐樹さんにも実験および図表の作成を協力していただきました。

最後に、終始励ましてくれた最愛なる家族、妻真寿美、友佑、みどり、明香里そして私の両親と妻の両親に感謝します。