コンクリート充填鋼管柱の耐火性に関する研究

軸圧縮耐力に及ぼす過渡歪の影響

STUDY ON FIRE RESISTANCE OF CONCRETE FILLED TUBULAR COLUMNS

Influence of transient strain on axial compressive strength

菊田 繁美*, 鈴木 弘之**

Shigemi KIKUTA and Hiroyuki SUZUKI

This study aims to evaluate theoretically the fire resistance capacities of concrete filled tubular columns subjected to fire and axial compression. A strength analysis has been made in which all strains found in heated concrete including stress strain, thermal expansion and transient strain are taken into account. Since, among others, transient strain plays a key role on the behavior of heated columns, a new theoretical procedure to treat this strain is postulated and an explicit closed form solution is derived for the ultimate column strength. With comparison between the solutions and test data, it is found that the strength of a heated column is decreased significantly below its full plastic strength due to transient strain, if the column is made of higher strength concrete, is subjected to larger axial force or if it is of a larger cross section. For all the cases, the solutions are found in good agreement with the test results.

Keywords: fire resistance capacity, concrete filled tubular column, transient strain, ultimate compressive strength, elevated temperature

耐火性, コンクリート充填鋼管柱, 過渡歪, 軸圧縮耐力, 高温

1. はじめに

近年、コンクリート充填鋼管構造は、鉄骨構造や鉄骨鉄筋コンクリート構造に替わる構造形式として多用されるようになってきている。コンクリート充填鋼管柱（以下、CFT 柱）は内部に熱容量の大きいコンクリートを有するために、耐火設計法を適用すると耐火被覆なしでも耐火構造として使用可能である。CFT 柱は、火災時において表面の鋼管が早期に高温になり強度や剛性を喪失するため、終局状態は無筋コンクリート柱として荷重を支持することになる。無筋コンクリート柱という単純な構造でありながら、火災時の鉛直荷重支持能力の推定には実験式¹⁾が用いられており、破壊状況を把握した理論式を構築するには至っていない。

耐火性能の理論的評価を困難にしているのは、高温時におけるコンクリートの応力～歪関係の実験データが不足していたことや、温度分布が一樣でないコンクリート断面に複雑に発生する各種歪を適切に評価できなかったことが原因である。高温時におけるコンクリートの応力～歪関係については、古くは古村らの研究^{2),3),4)}、近年では高強度コンクリートを含む研究^{5),6),7)}が行われており、実験資料の獲得・蓄積と共に詳細な構成関係が明らかにされつつある。コンクリートが圧縮応力を受けながら温度上昇する際に生じる各種歪には、剛性低下による圧縮歪、熱膨張による伸び歪、クリープによる圧縮歪、過渡歪と呼ばれる圧縮歪があり、これら各歪の発生量に関

する式評価が提案されるようになってきた^{8)~16)}。過渡歪は Anderberg らが 1970 年代に発案した概念¹⁷⁾であり、熱膨張ひずみと圧縮応力に依存して温度上昇に即時応答する圧縮歪である。高軸力下における過渡歪は他の歪に比べて大きな歪成分となるため、過渡歪を適切に評価し、鉛直荷重支持能力への影響を把握する必要がある。過渡歪を精算モデルに組み込んでこれを考慮した高温コンクリートの解析はいくつか見られる^{21)~23)}。筆者らも、材料試験に基づいて上に挙げた各種歪を定式化し、これを有限要素解析に組み込んで、高強度鉄筋コンクリート柱が終局に至るまでの挙動を解析しており、これから、柱の載荷加熱実験結果は解析的に模擬可能であること、特に高軸力を受ける柱については過渡歪の影響で耐火性能の低下が危惧されることを明らかにした^{18)~20)}。しかし、これらの既往の研究成果は、何れも、数値実験的な例解集に止まるといえる。今日、火災加熱を受けるコンクリート柱の終局挙動に対して、過渡歪はどのような役割を果たすのか、さもなければ、どのような悪影響を及ぼすのかを、理論的かつ具体的に論じようとした研究は未だ見られない。

本論は、鉄筋コンクリート柱に比べて火災時にコンクリート部分が高軸力となる CFT 柱を対象とし、当該柱の高温軸圧縮耐力を、過渡歪を考慮した理論的解析によって明らかにすることを研究目的とする。ただし、検討は理論的扱いが容易な円形の CFT 柱に止め

* 戸田建設株式会社 主管・工修

** 筑波大学大学院システム情報工学研究科 教授・工博

Chief Research Engineer, Technical Research Institute, TODA Corp., M. Eng.

Prof., Graduate School of Systems and Information Engineering, Univ. of Tsukuba, Dr. Eng.

る。既往の実験式¹⁾や既往の研究^{24)~29)}において、高軸力を受ける柱や高強度コンクリートより成る柱の高温軸圧縮耐力は当該柱の累加強度を下回るという報告がある。しかし、今日、その原因についてはほとんど説明されておらず、本論では、この問題に答えるべく、過渡歪の作用を組み込んだ柱の理論高温軸圧縮耐力式を直接導く。

2. 精算モデルと数式解モデル

火災加熱と軸圧縮力を受けるコンクリート円柱に対して次の2種の解析モデルを開発して、同じ問題を2通りに解く。1つは、前章に挙げた有限要素解析であり、これを精算モデルとする²⁰⁾。ただし、コンクリートの構成関係は見直す。もう1つは、コンクリートの高温軸圧縮耐力がその累加強度より低下する場合のあることを理論的に評価しようとする数式解モデルである。後者では部材内温度分布表現・材料の構成関係表現・応力解析の3側面において、問題の本質を損なわない範囲の単純化を試みる。両モデルに対して、軸対称性を仮定し、応力解析においてはCFT柱最外縁の鋼管の効果を無視する。両モデルの詳細を以下に示す。

(1) 断面内温度分布

表面が加熱されるコンクリート内部の温度上昇推移とその分布を評価すべく、FEM熱伝導解析を用いる。齋藤らは、この方法によって部材内温度を推定するときの熱定数設定法を提案している³⁰⁾。これに倣って、円形CFT柱の断面内温度分布とその時間的推移を求めた。加熱はISO標準加熱曲線による。図2中の実線はこのFEM解析の結果である。精算モデルにおける部材内温度分布は、このFEM解析結果そのものとする。数式解モデルでは、図1に示す2つの2次関数の大きい方で各時刻の温度分布を表現する。2本の2次曲線は T_1 (100℃) で交わる。曲線は外縁温度 T_2 、中央温度 T_0 と係数 k_2 により、次式のように確定する。

$$T = \begin{cases} T_0 + k_1 r^2 & (0 \leq r < r_1) \\ T'_0 + k_2 r^2 & (r_1 \leq r \leq r_2) \end{cases} \quad (1)$$

ここに、 r_2 はコンクリートの外縁部半径、 r_1 は温度 T_1 を示すコンクリート部分の半径で $r_1^2 = r_2^2 - \frac{T_2 - T_1}{k_2}$ 、 $k_1 = \frac{T_1 - T_0}{T_1 - T'_0} k_2$ 、 $T'_0 = T_2 - k_2 r_2^2$ である。ただし、 $T_0 = T'_0 \geq T_1 = 100^\circ\text{C}$ のときは、柱全域に対して(1)式の下段の式を採用。 k_2 は、得られる温度分布がFEM熱伝導解析結果に整合するように最小2乗法によって定める。外径が318mmと508mmの円形CFT柱について求めた k_2 、 T_0 および T_2 を15分間隔で表1に示す。それぞれのコンクリート

図1 断面内温度分布

表1 2次曲線近似の係数

300φ (318φCFT柱)				495φ (508φCFT柱)			
t (min.)	k ₂ (°C/mm ²)	T ₀ (°C)	T ₂ (°C)	t (min.)	k ₂ (°C/mm ²)	T ₀ (°C)	T ₂ (°C)
15	0.0438	21	308	15	0.0269	20	355
30	0.0476	32	556	30	0.0313	20	626
45	0.0463	54	696	45	0.0300	21	771
60	0.0437	77	784	60	0.0279	24	851
75	0.0412	94	844	75	0.0259	30	904
90	0.0390	98	890	90	0.0243	38	944
105	0.0373	102	927	105	0.0231	48	976
120	0.0352	205	957	120	0.0220	58	1000
135	0.0337	267	984	135	0.0211	69	1020
150	0.0325	317	1010	150	0.0203	78	1040
165	0.0311	361	1030	165	0.0197	87	1060
180	0.0300	401	1050	180	0.0192	93	1080
195	0.0284	439	1060	195	0.0186	97	1090
210	0.0275	474	1080	210	0.0180	99	1110
225	0.0262	507	1090	225	0.0178	99	1120
240	0.0250	539	1100	240	0.0174	99	1130

部分の直径は300mmと495mmとした。伝導解析結果と2次曲線近似モデルの60分と120分加熱時における温度分布の比較を図2に示す。両者の対応は良好であることが分かる。

(2) 全体歪

加熱と圧縮を受けるコンクリートの全体歪 ϵ は、(2)式で示されるように、圧縮応力による圧縮歪 ϵ_c (以下応力歪という)、熱膨張による伸び歪 ϵ_{th} 、クリープによる収縮歪 ϵ_{cr} 、および過渡歪による収縮歪 ϵ_{tr} の和である。全体歪は柱の変位に適合する歪である。

$$\epsilon = \epsilon_c + \epsilon_{th} + \epsilon_{cr} + \epsilon_{tr} \quad (2)$$

以下、歪は圧縮成分を正とする。よって、温度が上昇するとき ϵ_{th} は減る。精算モデルでは、上記4種の歪を全部考慮する。しかし、既報²⁰⁾で示したように、クリープ歪は熱膨張歪・応力歪・過渡歪に比べて小さい。これを踏まえて、数式解モデルではクリープ歪を無視する。したがって、数式解モデルにおける歪は、応力と温度の作用に対して時間遅れなく直ちに発生する歪ばかりとなる。

(3) 応力と応力歪の関係

(2)式で表される諸歪のうち応力 σ に寄与するのは応力歪 ϵ_c である。高温時におけるコンクリートの $\sigma \sim \epsilon_c$ 関係をPopovicsの式³¹⁾を用いて表現し、これを $\sigma \sim \epsilon_c$ 関係の精算モデルとする。既に、同じ方法によって高強度コンクリートの $\sigma \sim \epsilon_c$ 関係は的確に表現し得ている²⁰⁾。これを実験結果⁹⁾に基づいて拡張した次の(3-1)式は、高強度・普通強度コンクリート両方に適用可能な $\sigma \sim \epsilon_c$ 関係式である。

$$\sigma = \sigma_{ct} \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{ct}} \cdot \frac{n_T}{n_T - 1 + \left(\frac{\epsilon_c}{\epsilon_{ct}}\right)^{n_T}} \quad (3-1)$$

上式における3パラメータ σ_{ct} 、 ϵ_{ct} 、 n_T は次式で与えられる。

$$\frac{\sigma_{ct}}{\sigma_c} = \left\{ 0.5 \cos\left(\frac{3.14T}{1500}\right) + 0.5 \right\}^{\frac{2.5 \sigma_c}{80}} \quad (3-2)$$

$$\frac{\epsilon_{ct}}{\epsilon_c} = 0.0025 T + 1 ; \quad \epsilon_c = 2.4 \cdot 10^{-5} \sigma_c + 0.00128 \quad (3-3)$$

$$n_T = 7.5 - 6.0 \times 10^{-3} T \quad (3-4)$$

ここに、 σ_c 、 ϵ_c はそれぞれ常温時のコンクリート圧縮強度、圧縮強度時歪であり、 σ_{ct} 、 ϵ_{ct} は温度 T 時のそれらである。様々な強度を持つコンクリートに対する σ_{ct} 、 ϵ_{ct} の数値分布を図3(a),(b)に示す。

図2 解析値と2次曲線近似の比較

なお、式中の温度と応力に数値を代入するときは、それぞれ摂氏温度、 N/mm^2 単位の応力を用いる。以下も同様である。

コンクリートの高温時 $\sigma \sim \varepsilon$ 関係に関して、同じく Popovics の式を用いた安部らの研究がある^{5),6),7)}。彼らは図 3(b)に見られる 100°C 付近のローカルな強度低下を考慮した。至る所で温度勾配を持つ柱の耐力評価に際してこの現象の影響は副次的と考えられ、本論ではこれは無視する。(3)式と安部らの提案式を図 3(c)で比較する。(3)式の $\sigma \sim \varepsilon$ 関係は、強度 $80\text{N}/\text{mm}^2$ のコンクリートについては文献 5)と 7)が与えるそれらの中間を行く関係となっており、 $50\text{N}/\text{mm}^2$ については文献 6)の与えるそれと大差ないといえる。

数式解モデルでは、コンクリートは、温度毎に線形弾性体であると仮定する。すなわち、このモデルにおけるコンクリートの力学特性は、温度毎の圧縮強度 σ_{CT} を同強度時 ε_{CT} で除したヤング率のみで特徴付けられるとする(図 3(d)参照)。したがって、 $\sigma - \varepsilon$ 関係は(4-1)で与えられる。さらに、圧縮強度時 ε_{CT} は精算モデルにおける(3-3)式を書き換えた 1 次式(4-2)とし、高温圧縮強度 σ_{CT} は、図 3(e)に示すように、 100°C 未満では強度低下せず 100°C を上回るとき温度の 1 次式で強度低下する(4-3)式とする。係数 c は、図 3(e)に見るように、3 種類のコンクリート強度について 200°C 以上の実験データを線形近似して求めた強度低下の負勾配をコンクリート強度の 1 次式としたものである。

$$\sigma = E \varepsilon; \quad E = \frac{\sigma_{CT}}{\varepsilon_{CT}} \quad (4-1)$$

$$\varepsilon_{CT} = \varepsilon_c + bT \quad (4-2)$$

$$\sigma_{CT} = \begin{cases} \sigma_c & : T \leq T_1 \\ \sigma'_c - cT & (\sigma'_c = \sigma_c + cT_1) : T > T_1 \end{cases} \quad (4-3)$$

ここに、 $b = 0.0025 \varepsilon_c$, $c = 0.0016 \sigma_c - 0.033$

弾性体近似は材料特性に対する大幅な簡略化であるが、火災加熱と圧縮を同時に受けるコンクリート柱の挙動の特徴を踏まえた上での仮定であり、その妥当性と適用範囲については後述する。

(4) 熱膨張歪

文献 9),10)に得られている普通強度コンクリートと高強度コンクリートの実験データを図 4 に示す。熱膨張歪はコンクリート強度に関係なく設定できるものと考えられ、精算モデルでは EuroCode 式を参考にして数式化した実験値に良く一致する次式¹³⁾を圧縮歪を正として用いる。

$$\varepsilon_{th} = \begin{cases} -5.0 \cdot 10^{-6}(T - T_{RT}) - 2.3 \cdot (T - T_{RT})^3 & ; T \leq 700^\circ\text{C} \\ \varepsilon_{th}(700 - T_{RT}) & ; T > 700^\circ\text{C} \end{cases} \quad (5-1)$$

T_{RT} は常温を表わす。

数式解モデルでは(5-1)式の与える常温から 950°C までの熱膨張歪を平均的に評価した次の 1 次式を採用する。

$$\varepsilon_{th} = -\alpha(T - T_{RT}); \quad \alpha = 1.2 \times 10^{-5} \text{ K}^{-1} \quad (5-2)$$

(5) 過渡歪

過渡歪 ε_{tr} は、Anderberg によって初めて見出された歪であり、圧縮応力が存在するとき、温度上昇に伴って時間遅れなく直ちに現れ、熱膨張歪を打ち消す向きに発生する。これは次のような増分形式で定義される¹⁷⁾。

$$d\varepsilon_{tr} = K_2 \frac{\sigma}{\sigma_c} (-d\varepsilon_{th}) \quad (6-1)$$

実際、引張応力時、あるいは、温度下降時には過渡歪増分は 0 であり、したがって、過渡歪は不可逆であって、全過渡歪の大きさは

コンクリートが受けた過去の圧縮応力と温度の履歴に依存する。

我が国では、近年、数種類の強度を持つコンクリートについて、過渡歪の大きさに関する実験研究^{11), 16), 29)}が行われており、これらをまとめると、係数 K_2 はコンクリート強度のみの一次関数である次式によって近似できる。

$$K_2 = 0.037 \sigma_c + 0.34 \quad (6-2)$$

図 5(a)は、上記実験において各コンクリート強度に対する最適な K_2 をプロットしたものであり、(6-2)式はこのプロットを最小二乗法で回帰した関係である。精算モデルでは、コンクリートが受ける応力と温度の履歴を考慮した(6-1, 2)式によって過渡歪を評価する。しかし、同図はより簡明な K_2 と σ_c の同次一次関係

$$K_2 = 0.04 \sigma_c \quad (7-1)$$

の成立を示唆している。これを仮定すると、(6-1)式は次のように簡略化される。

図 3 応力歪関係のモデル化

図 4 熱膨張歪

$$d\varepsilon_{tr} = \frac{\sigma}{\sigma_0} (-d\varepsilon_{th}) \quad (\sigma_0 = 25 \text{ N/mm}^2) \quad (7-2)$$

σ_0 は定値であってコンクリート強度に依存せず、かつ熱膨張歪も同様であるから、(7-2)式を用いると、過渡歪はコンクリート種には依らず単に圧縮応力の大きさと温度上昇のみに依存して定まることとなる。数式解モデルでは、過渡歪として、単純な(7-2)式を採用する。このモデルでは、さらに、熱膨張歪は(5-2)式で与えられるから、(7-2)式は次式となる。

$$d\varepsilon_{tr} = \frac{\sigma}{\sigma_0} \alpha dT \quad (\sigma_0 = 25 \text{ N/mm}^2) \quad (7-3)$$

数式解の導出を困難にする第一の要因は、過渡歪が応力と温度の履歴に依存する点にある。一定圧縮力と火災加熱を受けるコンクリート円柱各部の過渡歪の発達と分布の特徴を捉え、数式解モデルでは、到達した最終の応力と温度の関数として過渡歪の大きさを次のように近似評価する。図5にコンクリート円柱代表部の温度と応力の関係の推移を模式化して示す。図(b)は低温の中央部、図(c)は高温の外縁部のそれである。外縁部コンクリートの温度が100℃未満のときは、ここの過渡歪はゼロである一方、熱膨張が断面中央の低温部に拘束されるためここの応力は上昇する(図(c))。外縁部が100℃を超えるとこの部分の応力は、図示のように、温度上昇と共に漸減に転ずる。漸減するのは、 $\frac{d\varepsilon_{tr}}{d\varepsilon_{th}} = \frac{\sigma}{\sigma_0}$ ((7-2)式)が1を上回る

ほどの過渡歪が発生して、ここの熱膨張歪をこれが相殺することと、高温化に伴いここのヤング率が減少することが相乗するためである。一方、中央部の応力は、柱全体は一定軸力を保持するので、上記の外縁部の応力変化を補って、図(b)に示すように、初期には漸減、その後には漸増となる。 $T_1(100^\circ\text{C})$ を上回る温度 T におけるコンクリートの全過渡歪は、各点の温度は時間と共に単調増加であるので、(7-3)式を積分した

$$\varepsilon_{tr} = \int_{T_1}^T \frac{\sigma}{\sigma_0} \alpha dT = \frac{\alpha}{\sigma_0} \int_{T_1}^T \sigma dT \quad (8-1)$$

である。上記右辺の定積分項は、図5のように推定される $\sigma \sim T$ 曲線下部の T_1 から T までの面積に等しい。コンクリートのどの部分の $\sigma \sim T$ 関係もこの温度範囲では単調かつ緩慢に変化することを考慮して、被積分関数である σ は T の一次関数であると見なし、この面積を図上の斜線部面積で近似する。そうすると、数式解モデルにおける過渡歪が次式のように確定する。

$$\varepsilon_{tr} = \frac{\alpha}{2\sigma_0} (T - T_1)(\bar{\sigma} + \sigma) \quad (8-2)$$

ここに、 $\bar{\sigma}$ はシリンダー全体の平均応力、 σ と T はコンクリート各部が到達した最終の応力と温度である。

(6) クリープ歪

文献(10)(15)では強度が36N/mm²レベルの普通強度コンクリートと強度が100N/mm²レベルの高強度コンクリートについてクリープ歪を定式化している。これらの文献に倣って、精算モデルにおけるクリープ歪は次の(9)式で与えられるとする。数式解モデルでは既に述べた通り、 $\varepsilon_{cr} = 0$ である。

$$\varepsilon_{cr} = \beta_0 \left(\frac{t}{t_r} \right)^q \cdot \frac{\sigma}{\sigma_c} e^{\tau(T-T_{RT})} \quad (9)$$

$\sigma_c \leq 60$ のとき: $\beta_0 = -0.00020, \tau = 0.0056, t_r = 300$ 分, $q = 0.30$

$\sigma_c > 60$ のとき: $\beta_0 = -0.00088, \tau = 0.0026, t_r = 300$ 分, $q = 0.46$

図5 コンクリートの過渡歪

3. 数式解モデルによるコンクリート柱の高温軸圧縮耐力式

円形無筋コンクリート柱が(1)式で表される温度分布の1つを受けたとき、このコンクリート柱は平押し条件下でどれほどの軸圧縮力に耐え得るかを、数式解モデルを用いて導出する。

(1) 数式解モデルにおける応力と全体歪の関係

コンクリート各部の応力歪 ε は単調に増えると仮定して応力 σ と全体歪 $\bar{\varepsilon}$ の関係を導く。すなわち、(2)式に応力歪(4-1)式、熱膨張歪(5-2)式、 $\varepsilon_{cr} = 0$ 、および過渡歪(8-2)式を代入して次式を得る。

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} &= \frac{\sigma}{E} - \alpha(T - T_{RT}) + \frac{\alpha}{2\sigma_0} (T - T_1)(\bar{\sigma} + \sigma) \\ &= \frac{\sigma}{E'} - \alpha'T - f + \alpha T_{RT} \end{aligned} \quad (10-1)$$

ここに、

$$\frac{1}{E'} = \frac{1}{E} + \frac{\alpha(T - T_1)}{2\sigma_0} = \begin{cases} \frac{\varepsilon_c + bT}{\sigma_c} & ; T < T_1 \\ \frac{\varepsilon_c + bT}{\sigma_c' - cT} + \frac{\alpha(T - T_1)}{2\sigma_0} & ; T \geq T_1 \end{cases} \quad (10-2)$$

$$\alpha' = \left(1 - \frac{\bar{\sigma}}{2\sigma_0}\right) \alpha \quad (10-3)$$

$$f = \frac{\alpha T_1 \bar{\sigma}}{2\sigma_0} \quad (10-4)$$

見かけのヤング率の逆数を表す(10-2)式を得るのに(4-2, 3)式を用いた。(10-1)式を応力 σ について解くと求める(11)式が得られる。

$$\sigma = E'(\bar{\varepsilon} + \alpha'T + f - \alpha T_{RT}) \quad (11)$$

(10)式、(11)式において、 $\sigma_0 \rightarrow \infty$ とすると過渡歪を無視したことに対応する。したがって、 $T < T_1$ のときは、 $\sigma_0 \rightarrow \infty$ である。

(2) 柱の全体耐力式

平面保持則より、平押しを受ける柱の横断面内の全体歪 $\bar{\varepsilon}$ は、温度分布によらず一様である。全体歪は全断面に対する力の釣り合いから求められる。すなわち、軸圧縮力 P は(11)式を全断面で積分することにより(12)式で表現され、これを $\bar{\varepsilon}$ について解いて、全体歪の表示(13)式を得る。

$$\begin{aligned} P &= \bar{\sigma} A = \int_A \sigma dA \\ &= \bar{\varepsilon} \int_A E' dA + \int_A E' \alpha' T dA + \int_A E' f dA - \alpha T_{RT} \int_A E' dA \end{aligned} \quad (12)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\bar{\sigma} A - \int_A E' \alpha' T dA - \int_A f \cdot E' dA + \alpha T_{RT} \int_A E' dA}{\int_A E' dA} \quad (13)$$

(13)式を(11)式に代入すると(14-1)式が得られる。(14-1)式は、軸力と1つの温度分布が与えられたときの各部の応力を表す。

$$\sigma = E' \left(\frac{\bar{\sigma}A - \int_A E' \alpha' T dA - \int_A E' f dA + \alpha T_{RT} \int_A E' dA}{\int_A E' dA} + \alpha' T + f - \alpha T_{RT} \right)$$

$$= E' \left(\frac{\bar{\sigma}A - \int_A E' \alpha' T dA - \int_A E' f dA}{\int_A E' dA} + \alpha' T + f \right) \quad (14-1)$$

(14-1)式より、応力分布は T_{RT} に依存しないことが分る。(14-1)式に現れる3つの積分式を、それぞれ、過渡歪の発生しない $T_1 (=100^\circ\text{C})$ 未満の断面積部分 A_1 に対する積分と、過渡歪の発生する T_1 以上の断面積部分 A_2 に対するそれに分割すると、次の通りとなる。

$$\int_A E' dA = \int_{A_1} E dA + \int_{A_2} E' dA \quad (14-2)$$

$$\int_A E' \alpha' T dA = \alpha \int_{A_1} E T dA + \alpha' \int_{A_2} E' T dA \quad (14-3)$$

$$\int_A E' f dA = f \int_{A_2} E' dA \quad (14-4)$$

(14-2, 3, 4)式右辺の分割された各積分の被積分項それぞれに(10-2)式を代入し、(1)式に依拠して付録Aに示した置換積分

$$T_1 > T_0 \text{ のとき: } \int_{A_1} \dots dA = \frac{\pi}{k_1} \int_{T_0}^{T_1} \dots dT, \int_{A_2} \dots dA = \frac{\pi}{k_2} \int_{T_1}^{T_2} \dots dT$$

$$T_0 = T'_0 \geq T_1 \text{ のとき: } \left(\int_{A_1} \dots dA = 0 \right), \int_{A_2} \dots dA = \frac{\pi}{k_2} \int_{T_0}^{T_2} \dots dT$$

を行うと、各被積分関数 $\dots$ は何れも T の有理関数であり、各々の原始関数を容易に見出すことが出来る(付録B参照)。各項の積分結果をまとめて表2に示す。

次に、(14-1)式において積分記号の外にある σ, T, E' を分かり易くするために σ^*, T^*, E'^* と書き換え(ただし、 $T^* < T_1$ のときは $E'^* = E^*$ と書く)、さらにこれに(10-3, 4)式を代入して、この等式を平均応力 $\bar{\sigma}$ について解く。そうすると任意点の応力・温度・見かけのヤング率が σ^*, T^*, E'^* のときの断面の平均応力 $\bar{\sigma}$ が得られる。解いた結果を(15-1, 2)の2つの式で表す。

$T^* < T_1$ のとき:

$$\bar{\sigma} = \frac{\left(\frac{\sigma^*}{\alpha E'^*} - T^* \right) \left(\int_{A_1} E dA + \int_{A_2} E' dA \right) + \int_{A_1} E T dA + \int_{A_2} E' T dA}{\frac{A}{\alpha} + \frac{1}{2\sigma_0} \left(\int_{A_2} E' T dA - T_1 \int_{A_2} E' dA \right)} \quad (15-1)$$

$T^* \geq T_1$ のとき:

$$\bar{\sigma} = \frac{\left(\frac{\sigma^*}{\alpha E'^*} - T^* \right) \left(\int_{A_1} E dA + \int_{A_2} E' dA \right) + \int_{A_1} E T dA + \int_{A_2} E' T dA}{\frac{A}{\alpha} + \frac{1}{2\sigma_0} \left\{ (T_1 - T^*) \int_{A_1} E dA + \int_{A_2} E' T dA - T^* \int_{A_2} E' dA \right\}} \quad (15-2)$$

数式解モデルでは、 σ^* が臨界値に達したときコンクリート柱は崩壊すると仮定する。(15-1, 2)式はこの場合のコンクリート柱の軸圧縮

耐力を与える表現式である。臨界値は次節で推定する。(15-1, 2)式中の各積分の値は表2から直接得られる。

(3) 破壊の判定

軸力と火災加熱を受けるコンクリート柱においては、高温となる外縁部分では過渡歪が生じて応力が緩和されるために、外縁部分が圧縮強度に達する前に中央部から破壊の進行する傾向があり、この傾向は大きな過渡歪が発生する高軸力になるほど顕著である。数式解モデルで対象とする破壊モードは、このように、外縁部分が弾性に止まっている間に断面中央部が破壊する形式である。一方、過渡歪の発生が小さい低軸力の場合は、外縁部分の過渡歪による応力緩和は小さく、終局に至る前に外縁部分の塑性変形が発達するために、弾性解である数式解は適用できない。この場合の耐力推定は次章で述べる。

数式解耐力推定式(15-1, 2)を用いてコンクリート柱の軸圧縮耐力を求めるべく、破壊位置の半径 r^* 、その温度 T^* 、見かけのヤング率 E'^* および臨界応力 σ^* を特定する必要がある。低温部の断面中央部からコンクリートの破壊が進行しても、高温部への応力再配分が可能であれば全体崩壊には至らない。終局時、中央部低温コンクリートは $\sigma \sim \varepsilon$ 関係における圧縮強度後の負勾配域にあり、外縁部高温コンクリートは圧縮強度前の正勾配域にある。負勾配域の総剛性が正勾配域の総剛性を上回ると軸剛性が負となり、柱は軸方向に崩壊する。これを考慮して r^* を定める。次の2つの仮定を設ける。
① 1つの温度における $\sigma \sim \varepsilon$ 関係の圧縮強度前後の正負勾配の絶対値は同じと仮定して、低温負剛性域と高温正剛性域を分ける半径 r_{cr} を求める。
② 低温負勾配域内のコンクリートの応力重心を r^* とし、ここが高温圧縮強度 σ_{cT} に達したとき、柱は軸圧縮崩壊すると仮定する。応力重心を求めるに際して、この域内の終局時応力は半径方向に直線分布すると仮定して、 $r^* = \frac{2}{3} r_{cr}$ を得る(付録C参照)。
 T^*, E'^* はこの位置の温度・見かけのヤング率、 σ^* は(4-3)式で与えられるこの位置のコンクリート強度とする。

以下、 σ^*, T^*, E'^* を求める手順を示す。先ず、剛性の総計を評価すべく次の2関数 f と g を定義する。温度 T が $T_i \leq T \leq T_j < T_1$ の範囲の中央部コンクリート部分Bの剛性総計は次式で与えられる。

$$f(\varepsilon_i, \varepsilon_j) = \int_B E dA = \frac{\pi}{k_1} \int_{T_i}^{T_j} \frac{\sigma_c}{bT + \varepsilon_c} dT = \frac{\pi}{k_1} \frac{\sigma_c}{b} \ln \frac{\varepsilon_j}{\varepsilon_i} \quad (16-1)$$

同様に、温度 T が $T_1 \leq T_m \leq T \leq T_n$ の範囲の外縁部コンクリート部分Cの剛性総計は次式で与えられる。

表2 (14)、(15)式における各積分の値

$T_1 > T_0 > T'_0$ のとき	$\int_{A_1} E dA = \frac{\pi}{k_1} \frac{\sigma_c}{b} \ln \frac{bT_1 + \varepsilon_c}{bT_0 + \varepsilon_c}$	$\int_{A_2} E' dA = \frac{\pi}{k_2} \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(B \ln \left \frac{T_2 - \mu}{T_1 - \mu} \right + C \ln \left \frac{T_2 - \nu}{T_1 - \nu} \right \right)$
	$\int_{A_1} E T dA = \frac{\pi}{k_1} \frac{\sigma_c}{b} \left(T_1 - T_0 - \frac{\varepsilon_c}{b} \ln \frac{bT_1 + \varepsilon_c}{bT_0 + \varepsilon_c} \right)$	$\int_{A_2} E' T dA = \frac{\pi}{k_2} \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(T_2 - T_1 + D \ln \left \frac{T_2 - \mu}{T_1 - \mu} \right + F \ln \left \frac{T_2 - \nu}{T_1 - \nu} \right \right)$
$T_0 = T'_0 \geq T_1$ のとき	$\int_{A_1} E dA = 0$	$\int_{A_2} E' dA = \frac{\pi}{k_2} \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(B \ln \left \frac{T_2 - \mu}{T_0 - \mu} \right + C \ln \left \frac{T_2 - \nu}{T_0 - \nu} \right \right)$
	$\int_{A_1} E T dA = 0$	$\int_{A_2} E' T dA = \frac{\pi}{k_2} \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(T_2 - T_0 + D \ln \left \frac{T_2 - \mu}{T_0 - \mu} \right + F \ln \left \frac{T_2 - \nu}{T_0 - \nu} \right \right)$
ここに、 $T_3 = \frac{\sigma_c^*}{\alpha}$ と置くと、 μ, ν は τ の2次方程式 $\tau^2 - 2 \left(\frac{T_1 + T_3}{2} + \frac{\sigma_0 b}{\alpha c} \right) \tau + T_1 T_3 - \frac{2\sigma_0 \varepsilon_c}{\alpha c} = 0$ の2根(実根)で、 $B = \frac{\mu - T_3}{\mu - \nu}$ 、 $C = \frac{\nu - T_3}{\nu - \mu}$ 、 $D = \mu B$ 、 $F = \nu C$ である。上記各積分において、 T_2 が T_3 を超えときは $T_2 = T_3$ とする。		

$$g(\varepsilon_m, \varepsilon_n) = \int_c E dA = \frac{\pi}{k_2} \int_{T_m}^{T_n} \frac{\sigma'_c - cT}{bT + \varepsilon_c} dT$$

$$= \frac{\pi}{k_2} \frac{c}{b^2} \left(-\varepsilon_n + \varepsilon_m + \varepsilon_3 \ln \frac{\varepsilon_n}{\varepsilon_m} \right) \quad (16-2)$$

ここに、 $\varepsilon_i, \varepsilon_j, \varepsilon_m, \varepsilon_n$ は $\varepsilon_0, \varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_{cr}$ の何れかで、これらは温度が各々 T_0, T_1, T_2, T_{cr} のときの圧縮強度時歪であり、 ε_3 は強度消失温度 $T_3 = \frac{\sigma'_c}{c}$ における圧縮強度時歪、 T_{cr} は半径 r_{cr} 位置の温度である。(4-2)式より、これらは各々次の一括式で定義される。

$$\varepsilon_k = \varepsilon_c + b T_k; \quad k = 0, 1, 2, cr, 3 \quad (16-3)$$

σ^*, T^*, E^* は次の2ケースに分けて求められる。

$T_1 > T_0$ のとき： 先ず、 $T_1 > T_{cr} > T_0$ を仮定して ε_{cr} を推定する。この場合には劣化部分の総負剛性は仮定①より $-f(\varepsilon_0, \varepsilon_{cr})$ であり、これが高温部の正剛性 $f(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_1) + g(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ に釣り合うという方程式 $-f(\varepsilon_0, \varepsilon_{cr}) + f(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_1) + g(\varepsilon_1, \varepsilon_2) = 0$ を ε_{cr} について解いて、

$$\varepsilon_{cr} = \sqrt{\varepsilon_1 \varepsilon_0 \exp \left\{ \frac{k_1 c}{b k_2 \sigma_c} \left(\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 \cdot \ln \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \right) \right\}} \quad (17-1)$$

を得る。この ε_{cr} が実際 ε_1 未満ならばこれが ε_{cr} の解である。さもなければ、 $T_{cr} > T_1 > T_0$ となるので、これを考慮すると、剛性が釣り合うという方程式は $-f(\varepsilon_0, \varepsilon_1) - g(\varepsilon_1, \varepsilon_{cr}) + g(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_2) = 0$ に変更される。しかし、これは ε_{cr} について陽には解けない。そこで、歪 $\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8}$ を初期近似解とする1回のNewton法によって解を近似的に評価して、 $T_{cr} > T_1 > T_0$ の場合の次の解を得る(付録D参照)。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2 - 8\varepsilon_3} \left\{ \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2}{2} - \varepsilon_3 + \varepsilon_3 \cdot \ln \left(\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8\sqrt{\varepsilon_1 \varepsilon_2}} \right) + \frac{k_2 \sigma_c b}{2k_1 c} \ln \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_0} \right\} \quad (17-2)$$

得た ε_{cr} から(4-2), (1), (4-3), (10-2)式を辿れば、 $T_{cr}, r_{cr}, r^*, T^*, \sigma^*, E^*$ がこの順で求まる。次の場合も同様である。
 $T_0 = T'_0 > T_1$ のとき： $T_{cr} > T_0 > T_1$ となるので、 ε_{cr} を求める方程式は $-g(\varepsilon_0, \varepsilon_{cr}) + g(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_2) = 0$ である。これも陽には解けないので上と同じNewton近似を施して、 ε_{cr} の次の近似解を得る。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2 - 8\varepsilon_3} \left\{ \frac{\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{2} - \varepsilon_3 + \varepsilon_3 \cdot \ln \left(\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8\sqrt{\varepsilon_0 \varepsilon_2}} \right) \right\} \quad (17-3)$$

ただし、外縁部が高温になってここが T_3 を上回る場合は $\varepsilon_2 = \varepsilon_3$ とする。

断面が318φでコンクリート強度が100N/mm²と508φでコンクリート強度が40N/mm²のCFT柱について、剛性釣り合い位置 r_{cr} の数値的正解と近似解(17-2,3)式がよく一致することを図6に示す。剛性釣り合い半径 r_{cr} は、常温時には半径 $1/\sqrt{2} r_2$ の位置にあり、これは加熱時間と共に始めは漸減し、次に、これが T_1 を超える領域に達する60分(図(a))および120分(図(b))あたりから、徐々に停滞に向かう傾向にある。しかし、図(a)に見るように、 r_{cr} が断面中央に向かう傾向は高強度コンクリートの方が強い。初期に r_{cr} が小さくなるのは、外縁部の温度が急上昇してこの部分のヤング率が急低下するからであり、しばらくするとこれが停滞気味になるのは、中央部も温度上昇し始めて外縁部と中央部のヤング率低下がバランスしようとするからである。それでも尚高強度コンクリートの r_{cr} が減小傾向であるのは、高強度コンクリートの温度上昇に伴うヤング率低下が普通コンクリートのそれよりも激しいからである。

図6 剛性の釣り合い位置

4. 累加強度

累加強度はある時間における断面内の高温強度分布を全断面で積分した値である。即ち、ある温度分布において取りうる軸圧縮耐力の最大値である。精算解モデルの累加強度は、熱伝導解析から直接得る温度分布に基づいて、図3(b)に示す圧縮強度分布を持つ強度を全断面に亘って総計したものである。数式解モデルの累加強度は、2次関数で規定した温度分布(1式)に基づいて、図3(e)に示す圧縮強度分布(4-3)式を持つ強度を全断面について積分したものとす。累加強度数式解 $\tilde{P}$ は次式で与えられる。

$T_0 < T_1$ のとき：

$$\tilde{P} = \int_A \sigma_{cr} dA = \frac{\pi}{k_1} \int_{T_0}^{T_1} \sigma_c dT + \frac{\pi}{k_2} \int_{T_1}^{T_2} (\sigma'_c - cT) dT$$

$$= \frac{\pi}{k_1} \sigma_c (T_1 - T_0) + \frac{\pi}{k_2} \left\{ \sigma'_c (T_2 - T_1) - \frac{c}{2} (T_2^2 - T_1^2) \right\} \quad (18-1)$$

$T_0 \geq T_1$ のとき：

$$\tilde{P} = \int_A \sigma_{cr} dA = \frac{\pi}{k_2} \int_{T_0}^{T_2} (\sigma'_c - cT) dT$$

$$= \frac{\pi}{k_2} \left\{ \sigma'_c (T_2 - T_0) - \frac{c}{2} (T_2^2 - T_0^2) \right\} \quad (18-2)$$

ただし、外縁温度が T_3 を超えるときは、 $T_2 = T_3$ とする。

前章までに述べた(15-1, 2)式で与えられる耐力数式解は、柱の高温外縁部の応力緩和が十分に行われず、低温部が弾性に止まっている間にこの応力が圧縮強度を超えてしまうとき、累加強度を上回る。このような場合、実際には外縁部は塑性化し、この歪は ε_{cr} を超えて応力は低下に転ずる。この後、低温部の応力が圧縮強度に達してコンクリート柱は終局状態に至る。しかし、塑性化の先行する高温外縁部コンクリートの終局時応力の σ_{cr} からの低下量は僅かであると仮定する。そうすると、終局時における柱内の応力分布は累加強度式が仮定するそれとほぼ同一となり、したがって、この場合は累加強度を柱の軸圧縮耐力とすることが出来る。すなわち、コンクリート柱の高温軸圧縮耐力数式解は、前章の耐力数式解(15-1, 2)式と本章の累加強度数式解(18-1, 2)式の小さい方で与えられる。

5. 精算モデルと数式解モデルの比較

一連の例題を解き、加熱と軸力を受けるCFT柱の終局状態の特徴を精算結果に基づいて考察し、これを踏まえて数式解と精算解の整合性を検討する。精算解析とは、既発表の有限要素解析²⁰⁾に2章で述べたコンクリートの精算モデルを組み込んだ解法である。図7は、直径が318mmでコンクリート強度 σ_c が100N/mm²の高強度のCFT柱に対する精算解と数式解を示している。各プロット点の縦座標はCFT柱に加える定軸力の軸力比 $(\bar{\sigma}/\sigma_c)$ 、横座標はその柱

図7 精算モデルと数式解モデルの比較

図8 寸法効果

の耐火時間、すなわち柱がこの軸力を保持できる加熱時間である。図には、精算・数式両方の累加強度解、および、精算モデルに対しては過渡歪を無視したときの解が併記されている。

図中の精算解について検討する。まず、過渡歪を無視した解と累加強度解を比較する。図に見る通り、全軸力比に亘って両解はほぼ一致する。過渡歪を無視した解では、応力歪は(2)式より $\epsilon \approx \bar{\epsilon} + |\epsilon_{th}|$ であるから、柱内の熱膨張歪 $|\epsilon_{th}|$ はすべて圧縮歪 ϵ に転化し、このとき $|\epsilon_{th}|$ と ϵ_{CT} の温度上昇に伴う増加傾向は近似している(図3(a)と図4を参照)というコンクリート特有の材料特性が働いて、高軸力を受ける柱は全断面がほぼ同時に塑性化して崩壊する。したがって、この場合の柱の軸圧縮耐力は必然的に累加強度解に一致する。低軸力を受ける柱の場合は、柱全体がより高温化するので圧縮歪に転化する $|\epsilon_{th}|$ も大きく、加熱途上、塑性化は高温外縁部から始まり、これが中央部に向かって順次拡大するという推移を経て崩壊する。しかし上に見たようにこの場合の耐力解も累加強度解にほぼ一致しており、高温となる外縁部コンクリートの塑性化後の強度劣化が緩慢であることがこのことに寄与していると考えられる。

精算解析において過渡歪を考慮すると、柱の軸圧縮耐力は、低軸力比の場合には累加強度解に一致するが、軸力比が増すと累加強度解を有意に下回ってくる。実際、図(a)の過渡歪を考慮する精算解は、軸力比が0.4以上の範囲で累加強度解を下回っている。過渡歪の影響によって、応力歪 ϵ の発達は過渡歪無しの場合より必ず鈍化する。低軸力比の柱の場合、その鈍化は小さく、高温外縁部から中央部に向かって順次塑性化するという挙動推移は変わらず、むしろ終局時における高温部の ϵ は ϵ_{CT} により近づいて、軸力比が0.35以下の範囲で軸圧縮耐力はより累加強度解に一致する傾向が見られる。柱の軸力比が増すと、高温部の応力歪 ϵ の発達はより大きく鈍化する。ある軸力比(図(a)の例では0.4)を超えると、柱の高温外縁部の ϵ が ϵ_{CT} に至る前に低温中央部が σ_{CT} に達し、そうするとこの部分のコンクリートの強度劣化は低温故に激しく、このことによってこの柱は崩壊してしまう。このとき、高温外縁部の応力は σ_{CT} に達しておらず、これが柱の軸圧縮耐力が累加強度を下回る原因となる。

次に数式解を検討する。累加強度数式解が精算のそれと若干異なるのは、図3(b)と(e)に示したように、高温強度の設定方法が異なるためであり、これは本質的な差異ではなく、したがって、累加強度数式解(18)式は精算のそれを的確に近似しているといえる。上に見たように、柱の崩壊モードは、高温部の塑性化が先行する型と、高温部が弾性に止まっている間に低温部が破壊してしまう型の2つに

分類できるが、数式解(15)式は後者のモードに対する弾性解析による耐力推定である。図の精算解と数式解に見る通り、過渡歪が影響するのは軸力比が0.4以上の範囲となって精算モデルのそれと整合していること、この範囲では軸圧縮耐力の累加強度からの低下傾向を(15)式は適切に評価できていることの両面において、(15)式は精算に整合する的確な耐力推定になっているといえる。数式解(15)と(18)式が表す曲線の交点は、上記2崩壊モードの遷移点である。遷移点を上回る軸力比の範囲では柱の軸圧縮耐力は累加強度を下回る。遷移点を下回る範囲で(18)式が妥当であるのは、この範囲で累加強度精算解が妥当であるのと同じ理由からである。よって、前章末尾の段落で設定した数式解に対する仮定は妥当である。

図7(b)は様々な軸力比を持つ柱の耐火時間とこのときの柱の全体圧縮歪 $\bar{\epsilon}$ の大きさを示している。数式解の $\bar{\epsilon}$ は(10-1)式から得る。図(a)に示すように、数式解では崩壊モードの遷移点(耐火時間125分)で(15)式から(18)式の累加強度式に移行するが、耐火時間180分程度までは両耐力の違いは大きくない。図(b)に示す(10-1)式も125分以降は適用範囲外となるが、耐火時間180分程度まで延長してこれを適用してみた。耐火時間と共に $\bar{\epsilon}$ は増加し、数式解と精算解はほぼ対応している。比較のために示した過渡歪無しの精算モデルの軸圧縮歪 $\bar{\epsilon}$ は0.0035前後でほぼ一定であるが、過渡歪を考慮したモデルでは、耐火時間が60分を上回って柱全体が高温になるほど $\bar{\epsilon}$ は大きくなり、過渡歪無しの場合の約3倍の0.01にまで達することもある。したがって、軸圧縮変形の推定には過渡歪を考慮することが不可欠である。

6. 寸法効果

コンクリートは断面寸法が大きくなると圧縮強度が低下することがよく知られており、寸法効果と呼ばれている。常温時のCFT柱の充填コンクリートは、鋼管のコンファインド効果により強度と靱性が増大するため寸法効果は顕在化しにくい、火災による加熱時には鋼管が早期に高温となるため鋼管の強度が消失し、それ故にこれがコンクリートをコンファインドする効果も消失して寸法効果が顕在化する。寸法効果に関する既往の研究は、常温における研究が数例みられる程度であり、高温における研究は存在しない。文献32)は様々な直径を持つコンクリート円柱の圧縮強度を比較している。文献33)は寸法効果に及ぼすコンクリート強度の影響を調べている。両文献の比較を図8に示す。図の縦軸は、直径 D を持つ柱の圧縮強度 $\sigma_c(D)$ と基準直径 $d=100\text{mm}$ を持つ柱のそれ $\sigma_c(d)$ との比、横軸

は直径の比 D/d である。文献 32) が対象としたコンクリートは文献 33) が対象とした $\sigma_c = 40\text{N/mm}^2$ のコンクリートに相当する。断面が大きくなるほど圧縮強度は低下すること、この寸法効果はコンクリート強度にはあまり依存しないことが分かる。本論では、高温コンクリートについても、寸法効果によって同様に圧縮強度が低下すると仮定し、文献 32) が提案する次式を採用する。

$$\frac{\sigma_c(D)}{\sigma_c(d)} = \left(\frac{D}{d}\right)^{-0.1} \quad (19)$$

以下の実験結果を検討する章では、数式解モデルに対する σ_c は上式で与えられる寸法効果を考慮して定める。

7. 数式解モデルと新都市ハウジング協会指針式との比較

新都市ハウジング協会は、2000 年度版 CFT 構造技術指針・同解説において、円形コンクリート充填鋼管柱の火災時軸圧縮耐力評価式を公にしている。この指針式は一連の耐火試験に基づく実験式である。指針式と本論の数式解の比較を図 9(a), (b) に示す。同図中には、指針が式作成に際して直接参照した全実験結果がプロットされている。これに文献 34) の実験結果を加えた。図中の右向き矢印を付した実験結果の横座標は終局に至らなかった試験体に対する加熱が終了するまでの時間である。

指針式は、柱の軸圧縮耐力(平均応力)は耐火時間の負のべき乗に比例するという形にまとめられており、コンクリート強度 σ_c が 42N/mm^2 未満の柱と、それ以上の柱に対して異なるべき指数を採っている。図(a)と(b)の指針式曲線はそれぞれ前者と後者に対するそれらである。指針式の具体的な形とコンクリート強度の適用範囲を同図中に埋め込んでおく。一方、図(a)における数式解とは、コンクリート強度が上限の 42N/mm^2 で、径が試験体として多用されている直径 318mm の柱に対する推定曲線である。図(b)の数式解は、コンクリート強度 60N/mm^2 ・直径 318mm の柱に対するそれである。図に見るように、指針式と数式解は、高軸力のとき累加強度数式解を大きく下回る評価を与えるという同じ傾向を共にしているものの、総じて、指針式の方が安全側である。実際、指針式は、図中の全実験結果の下限を包絡する曲線になっている。

実験結果は大きくばらついている。ばらついてはいるものの、 σ_c と寸法が数式解の仮定するそれらと同じ試験体の実験結果 (図(a)中の●と図(b)中の△) は推定曲線にほぼ沿っており、過渡歪の影響が窺われる。ばらつきは、統計的なそればかりではない。実際、図(a)において、耐火時間が約 60 分の $\sigma_c \approx 24\text{N/mm}^2$ を持つ 2 試験体 ▲と■は、断面直径がそれぞれ 150ϕ 、 318ϕ であり、終局時に柱の中央部の温度がより低い大断面後の方が、軸圧縮耐力は高い。また、同図中、軸力比が 0.53 で直径が 318ϕ の 2 試験体 ■と●の σ_c はそれぞれ 23.9、40.2 N/mm^2 であり、高温時に強度劣化の激しい高強度の後の方が耐火時間は短い。次章では、これらの実験値のばらつきについて、数式解を拠り所にしてより詳細な検討を試みる。

8. 数式解モデルと実験値との比較

円形コンクリート充填鋼管柱に関する前章に挙げた 16 体の実験結果と本論の与える数式解・累加強度数式解を詳細に比較する。数

図 9 数式解モデルと指針式の比較

図 10 数式解モデルと実験値の比較

式解は、実験に供した試験体の寸法・コンクリート強度を踏まえたパラメータを用いて求める。すなわち、直径とコンクリート強度別に試験体を 7 パターンに分類して 7 種の推定を行い、これと対応する実験値とを比べたものを図 10 の(a)～(g)にそれぞれ示す。数式解を求めるには断面寸法毎の温度分布設定用係数表が必要である。表 1 の他に必要な係数表をまとめて付録 E に示す。充填管外縁の鋼管は早期に高温化し、加熱を始めてほぼ 45 分が経つとどの試験体の鋼も強度を失う。大部分の試験体の耐火時間はこの時間を上回り、

これらに対して数式解を適用する。

(a)～(g)全図において数式解と実験値はよく一致している。これより、低軸力域においては累加強度の概念が成立すること、一方、高軸力域においては柱の高温軸圧縮耐力は累加強度にまでは達せず、過渡歪の発生が耐力を低下させる主な要因であること、しかもその小さくない低下量は数式解によっても的確に評価できることが分かる。

過渡歪の影響を、コンクリート強度の違いについて見てみる。同じ断面直径 318φ と異なるコンクリート強度を持つ柱の圧縮強度を図(c),(d),(e)を参照して比較する。23.9→40.2→64.5N/mm² とコンクリート強度が高くなるにつれて、過渡歪の影響する軸力比の範囲が、高軸力比域から低軸力比域に向かって、拡大する。実際、低強度コンクリートに対する図(c)では軸力比 0.65 以上の軸力のとき柱の軸圧縮耐力は累加強度を下回り、より高強度に対する図(d)では軸力比 0.5 以上のとき、さらに図(e)では軸力比 0.4 以上のとき、同様となる。高強度になるほどコンクリートの高温強度 σ_{ct} の低下は激しく(図 3(b)参照)、それ故に柱の累加強度もコンクリート強度が高まるほど、同じ耐火時間のとき、より低下する。過渡歪が影響する範囲では柱の軸圧縮耐力はさらに低下するのであるが、高強度コンクリート柱の場合、累加強度を下回る軸力比の範囲が、上に見たように、より拡大する。これより、同じ軸力比の下では、コンクリート強度が高くなるほど、柱の耐火時間は短くなることが分かる。実際、図(d)と(e)に示される軸力比 0.53 のときの 2 実験結果は何れも解とよく一致しており、高強度になると柱の耐火時間が短くなることを、両実験結果と解は的確に例証している。

次に、断面寸法の違いについて見てみる。コンクリート強度が約 40 N/mm² とほぼ同一で断面直径の異なる図(a),(b),(d),(f)に示される実験結果と解を比較する。断面直径が 216φ (図(f))→318φ (図(d))→406φ (図(b))→508φ (図(a))と大きくなるにつれて、過渡歪の影響する軸力比の範囲が拡大する。たとえば、軸力比 0.5 の実験結果を見ると、図(f)の実験結果は累加強度に一致するが、図(d),(a)のそれらは累加強度を下回り、何れも解に一致する。断面直径が大きくなると断面中央部の温度上昇はより緩慢になるから、これに対応して柱の累加強度は、断面直径が大きいほど大きい。しかし、断面直径が大きいと、上に見たように、累加強度を下回る軸力比の範囲は拡大する。したがって、柱の軸力比が同じとき、断面を大きくしても耐火時間が延びるとは限らない。これも過渡歪の影響である。

以上の通り、CFT 柱の耐火時間は、軸力比・断面の大きさ・コンクリート強度の三者に依存し、それらを適切に評価するためには過渡歪を的確に考慮する必要がある。的確に評価できれば、指針式策定に際して大きくばらついていた図 9 に見る実験結果は、図 10 に見るように、ほとんどばらつかなくなる。

9. まとめ

円形 CFT 柱の高温軸圧縮耐力に過渡歪が具体的にどのような悪影響を及ぼすかについて理論的説明を試みた。発生する過渡歪を問題の特徴に照らして近似的に捉え、当該問題に対するエクスプリシットな高温軸圧縮耐力数式解を得た。数式解耐力は、低温部破壊条件(17-1, 2, 3)式を付与した耐力数式解(15-1, 2)式と累加強度数式解(18-1, 2)式の小さい方で与えられる。CFT 柱の軸圧縮耐力が低下してその累加強度を下回るのは、外縁の高温部に発生する大き

な過渡歪によりこの部分の応力が緩和され、断面中央の低温域が早期に破壊してしまうためである。コンクリート強度が高いほど、軸力比が高いほど、断面寸法が大きいほど、この耐力低下は顕著であり、導出した数式解はこれらの過渡歪の影響を的確に捉えることができる。すなわち、本数式解モデルを用いることにより、新都市ハウジング協会が規定する円形 CFT 柱の耐火性能評価指針式の妥当性を理論的に位置付けることが出来るようになるばかりでなく、様々なコンクリート強度・軸力比・断面寸法を持つ既存の CFT 柱の実験結果に対してより精確な耐力評価が出来るようになる。

参考文献

- 1) 新都市ハウジング協会:CFT 構造技術指針・同解説, 2000 年度版, 2001.2
- 2) 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 1), 日本建築学会論文報告集, 第 172 号, pp.11~18, 1970.6
- 3) 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
- 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 3), 日本建築学会論文報告集, 第 174 号, pp.1~7, 1970.8
- 5) 宮本圭一, 安部武雄: 高温度における高強度コンクリートの力学的特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 574 号, pp.227~234, 2003.12
- 6) 安部武雄, 大塚貴弘, 小林裕, 道越真太郎: 高温度における普通強度コンクリートの力学的特性, 日本建築学会構造系論文集, 第 615 号, pp.7~13, 2007.5
- 7) 松戸正士, 西田浩和, 大塚貴弘, 平島岳夫, 安部武雄: 高温加熱時における高強度コンクリートの力学的特性について 高強度コンクリートの耐火性に関する研究(その 1), 日本建築学会構造系論文集, 第 624 号, pp.341~347, 2008.2
- 8) 豊田康二, 常世田昌寿, 織茂俊泰, 菊田繁美, 高橋孝二, 堀昭夫, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友: 普通コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究(その 1 実験概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.23~24, 2001.9
- 9) 常世田昌寿, 豊田康二, 織茂俊泰, 菊田繁美, 高橋孝二, 堀昭夫, 松戸正士, 中込昭, 上杉英樹: 普通コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究(その 2 結果と考察), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.25~26, 2001.9
- 10) 山下平祐, 豊田康二, 常世田昌寿, 鈴木敏夫, 菊田繁美, 高橋孝二, 堀昭夫, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 平島岳夫, 上杉英樹: 普通コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究(その 3 クリーブひずみの定式化), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.31~32, 2002.8
- 11) 豊田康二, 山下平祐, 常世田昌寿, 鈴木敏夫, 菊田繁美, 高橋孝二, 堀昭夫, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 上杉英樹, 平島岳夫: 普通コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究(その 4 過渡ひずみの定式化), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.33~34, 2002.8
- 12) 常世田昌寿, 豊田康二, 山下平祐, 鈴木敏夫, 菊田繁美, 高橋孝二, 堀昭夫, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 平島岳夫, 上杉英樹: 普通コンクリートの過渡ひずみに関する実験的研究(その 5 過渡ひずみを含む構成則と検証実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.35~36, 2002.8
- 13) 豊田康二, 山下平祐, 篠原幸一, 野中英, 近藤悟, 高橋孝二, 井上超, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 平島岳夫, 上杉英樹: 超高強度コンクリートの高温下における力学特性に関する実験的研究(その 1 超高強度コンクリートの熱膨張ひずみ), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.169~170, 2003.9
- 14) 山下平祐, 豊田康二, 篠原幸一, 野中英, 近藤悟, 高橋孝二, 井上超, 松戸正士, 中込昭, 吉田正友, 平島岳夫, 上杉英樹: 超高強度コンクリートの高温下における力学特性に関する実験的研究(その 2 超高強度コンクリートの全体ひずみ), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.171~172, 2003.9
- 15) 篠原幸一, 山下平祐, 豊田康二, 平島岳夫, 上杉英樹: 超高強度コンクリートの高温下における力学特性に関する実験的研究(その 3 定常状態

における超高強度コンクリートのクリープひずみ), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.73~74, 2004.8

16) 山下平祐, 篠原幸一, 豊田康二, 平島岳夫, 上杉英樹: 超高強度コンクリートの高温下における力学特性に関する実験的研究 (その 4 超高強度コンクリートの過渡ひずみ), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.75~76, 2004.8

17) Y.Anderberg, S.Theandersson : Stress and Deformation Characteristics of Concrete at High Temperature,Lund Institute of Technology, Bulletin No.54, Lund, Sweden 1976

18) 菊田繁美: 鉄筋コンクリート造柱部材の火災時耐力に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.55~58, 2002.8

19) 菊田繁美, 平島岳夫, 吉田正友, 上杉英樹: 超高強度コンクリート柱の耐火性に関する解析的研究, コンクリート工学, Vol.25, No.2, pp.187~192, 2003.7

20) 菊田繁美: 超高強度コンクリート柱の耐火性に関する研究, コンクリート工学, Vol.28, No.2, pp.631~636, 2006.7

21) 一戸康生, 鈴木弘之, 久保田一男, 平山博巳, 上田弘樹, 湯谷孝夫: 鉄筋で補強した円形コンクリート充填鋼管柱の耐火性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 548 号, pp.167~174, 2001.10

22) 藤田大, 清峰俊太郎, 篠原幸一, 山下平祐, 平島岳夫, 上杉英樹: 標準加熱を受ける高強度 RC 柱の熱変形解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.90~91, 2004.8

23) 豊田康二, 平島岳夫, 菊田 繁美: 火災時における鉄筋コンクリート柱の軸変形挙動に及ぼすコンクリートの過渡ひずみの影響, コンクリート工学, Vol.32, No.1, pp.1127~1132, 2010.7

24) 吉野茂, 畑戸龍夫, 多賀章, 今村輝武: 無耐火被覆鋼管コンクリート柱の耐火性能—中心荷荷加熱実験—, 日本建築学会大会学術講演梗概集防火, pp.1425~1426, 1994.9

25) 井垣亮, 中村武: 充填型角形鋼管コンクリート柱の高温時挙動, 構造工学論文集 Vol.40B, pp.595~603, 1994.3

26) 西垣太郎, 杉田和直, 道越真太郎: 高強度コンクリート充填鋼管柱の耐火性能実験 (その 1 実験計画の概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.19~20, 1998.9

27) 杉田和直, 西垣太郎, 道越真太郎: 高強度コンクリート充填鋼管柱の耐火性能実験 (その 2 実験結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.21~22, 1998.9

28) 道越真太郎, 杉田和直, 西垣太郎: 高強度コンクリート充填鋼管柱の耐火性能実験 (その 3 実験結果の検討), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.23~24, 1998.9

29) 齋藤秀人: 無耐火被覆充填鋼管コンクリート柱の耐火性能について (その 5), 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2, pp.261~262, 2003.9

30) 齋藤秀人, 森田武, 上杉英樹: 中心圧縮を受ける充填鋼管コンクリート柱の内部温度と耐火時間に関する研究, 日本建築学会環境系論文集, 第 582 号, pp.9~16, 2004.8

31) Sandor Popovics : A NUMERICAL APPROACH TO THE COMPLETE STRESS-STRAIN CURVE OF CONCRETE, CEMENT and CONCRETE RESEARCH, Vol.3, pp.583~599, 1973

32) Blanks,R.F, McNamara, c.: Mass Concrete Tests in Large Cylinders', Journal,American Concrete Institute, Vol. 3, pp. 280~303, 1935

33) 遠藤芳雄, 熊谷仁志, 塚越英夫, 三橋博巳: 超高強度鉄筋コンクリート構造(Fc=120N/mm2)の開発, 日本建築学会大会学術講演梗概集構造 IV, pp.453~454, 2002.8

34) 池田憲一, 熊谷敏男, 中村賢一, 最上滋二, 齋藤光: アンボンD型充填鋼管コンクリート構造に関する研究 (その 1 7 耐火性能実験 (その 2)), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C, pp.557~558, 1989.10

付録 A 面積積分と温度積分

円盤上に温度が軸対称に(1)式で $T = T_0 + k r^2$ と放物線状に分布しているとき (r は半径方向座標)、半径 $r_1 < r < r_2$ の間輪状域 B における面積積分は、 $dT = 2krdr$ であるから、次のように温度積分に置換できる。

$$\int_B \cdots dA = \int_{r_1}^{r_2} \cdots 2\pi r dr = \frac{\pi}{k} \int_{T_1}^{T_2} \cdots dT \quad (A1)$$

ここに、 $T_i = T_0 + k r_i^2$ ($i = 1, 2$) である。

付録 B (14-2.3, 4) 式における被積分関数の原始関数

$T < T_1$ である T に対しては、(10-2)式の上段の関係より

$$E' = E = \frac{\sigma_c}{\varepsilon_c + bT} = \frac{d}{dT} \left[\frac{\sigma_c}{b} \ln(\varepsilon_c + bT) \right]$$

$$E'T = ET = \frac{\sigma_c T}{\varepsilon_c + bT} = \frac{d}{dT} \left[\frac{\sigma_c}{b} \left\{ T - \frac{\varepsilon_c}{b} \ln(\varepsilon_c + bT) \right\} \right]$$

$T \geq T_1$ である T に対しては、(10-2)式の下段の関係より

$$E' = \left(\frac{\varepsilon_c + bT}{\sigma'_c - cT} + \frac{\alpha(T - T_1)}{2\sigma_0} \right)^{-1} = \frac{2\sigma_0}{\alpha} \frac{T - \frac{\sigma'_c}{c}}{T^2 - 2 \left(\frac{\sigma'_c}{2c} + \frac{T_1}{2} + \frac{\sigma_0 b}{\alpha c} \right) T + \frac{\sigma'_c}{c} T_1 - \frac{2\sigma_0 \varepsilon_c}{\alpha c}}$$

上式において分母を 0 にする 2 つの T の値を μ, ν とすると、上式は

$$= \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(\frac{B}{T - \mu} + \frac{C}{T - \nu} \right) = \frac{d}{dT} \left[\frac{2\sigma_0}{\alpha} \{ B \ln(T - \mu) + C \ln(T - \nu) \} \right]$$

となる。同様に、

$$E'T = \frac{2\sigma_0}{\alpha} \frac{T^2 - \frac{\sigma'_c}{c} T}{T^2 - 2 \left(\frac{\sigma'_c}{2c} + \frac{T_1}{2} + \frac{\sigma_0 b}{\alpha c} \right) T + \frac{\sigma'_c}{c} T_1 - \frac{2\sigma_0 \varepsilon_c}{\alpha c}}$$

$$= \frac{2\sigma_0}{\alpha} \left(1 + \frac{D}{T - \mu} + \frac{F}{T - \nu} \right) = \frac{d}{dT} \left[\frac{2\sigma_0}{\alpha} \{ T + D \ln(T - \mu) + F \ln(T - \nu) \} \right]$$

ここに、係数 B, C, D, F は表 2 に定義される。上記 4 つの関係における右辺の [] 内は、それぞれの左辺の原始関数である。

付録 C 応力重心位置

半径 R の円断面上に応力が軸対称に $\sigma = \sigma_0 + \alpha r$ と線形分布しているとき (r は半径方向座標)、応力重心の半径 r^* は方程式

$$(\sigma_0 + \alpha r^*) \pi R^2 = \int_0^R (\sigma_0 + \alpha r) 2\pi r dr$$

を満たす。右辺の積分結果は $\left(\sigma_0 + \alpha \left(\frac{2}{3} R \right) \right) \pi R^2$ であるから、 $r^* = \frac{2}{3} R$ である。

付録 D Newton 法による近似解

方程式 $F(\varepsilon_{cr}) = 0$ を Newton 法によって解くとき、初期近似解を $\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8}$ とすると 1 回目の近似解は次式で与えられる。

$$\varepsilon_{cr} = \frac{(7\varepsilon_0 + \varepsilon_2)}{8} - \frac{F \left(\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8} \right)}{F' \left(\frac{7\varepsilon_0 + \varepsilon_2}{8} \right)} \quad (A2)$$

(17-2, 3)式は上記の(A2)式に直接該当する。すなわち、 $T_{cr} > T_1 > T_0$ の場合、(16-1, 2)式より得る

$$F(\varepsilon_{cr}) = -f(\varepsilon_0, \varepsilon_1) - g(\varepsilon_1, \varepsilon_{cr}) + g(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_2)$$

$$= \varepsilon_{cr} - \varepsilon_3 \ln \varepsilon_{cr} - \frac{k_2 \sigma_c b}{2k_1 c} \ln \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_0} - \frac{1}{2} \{ \varepsilon_1 + \varepsilon_2 - \varepsilon_3 \ln(\varepsilon_1 \varepsilon_2) \}$$

と $F'(\varepsilon_{cr}) = 1 - \frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_{cr}}$ を(A2)式に代入して(17-2)式を得る。

$T_0 = T'_0 > T_1$ の場合にも、(16-2)式より得る

$$F(\varepsilon_{cr}) = -g(\varepsilon_0, \varepsilon_{cr}) + g(\varepsilon_{cr}, \varepsilon_2)$$

$$= \varepsilon_{cr} - \varepsilon_3 \cdot \ln(\varepsilon_{cr}) - \frac{1}{2} \{ \varepsilon_0 + \varepsilon_2 - \varepsilon_3 \cdot \ln(\varepsilon_0 \varepsilon_2) \}$$

と $F'(\varepsilon_{cr}) = 1 - \frac{\varepsilon_3}{\varepsilon_{cr}}$ を(A2)式に代入して(17-3)式を得る。

付録 E 2次曲線温度分布近似の係数

断面直径が 150 ϕ , 216 ϕ , 406 ϕ の CFT 柱温度分布を 2 次関数で表現するための係数を下表に示す。

141 ϕ (150 ϕ CFT 柱)					204 ϕ (216 ϕ CFT 柱)					382 ϕ (406 ϕ CFT 柱)				
t (min.)	k ₂ (°C/mm ²)	T ₀ (°C)	T ₂ (°C)		t (min.)	k ₂ (°C/mm ²)	T ₀ (°C)	T ₂ (°C)		t (min.)	k ₂ (°C/mm ²)	T ₀ (°C)	T ₂ (°C)	
15	0.1097	68	414		15	0.0596	29	270		15	0.0251	20	186	
30	0.1179	105	695		30	0.0763	68	580		30	0.0339	22	449	
45	0.1020	337	822		45	0.0774	96	765		45	0.0374	29	653	
60	0.0867	471	893		60	0.0719	136	863		60	0.0376	41	791	
75	0.0734	575	942		75	0.0650	281	922		75	0.0358	56	877	
90	0.0617	663	978		90	0.0593	373	965		90	0.0338	72	932	
105	0.0526	740	1010		105	0.0541	449	998		105	0.0320	85	972	
120	0.0427	807	1030		120	0.0486	516	1020		120	0.0303	95	1000	
135	0.0355	864	1050		135	0.0454	576	1050		135	0.0288	98	1030	
150	0.0304	912	1070		150	0.0415	630	1070		150	0.0280	99	1050	
165	0.0269	953	1090		165	0.0368	681	1080		165	0.0266	105	1070	
180	0.0218	987	1100		180	0.0342	730	1100		180	0.0257	190	1080	
195	0.0176	1020	1110		195	0.0305	776	1110		195	0.0250	237	1100	
210	0.0179	1040	1130		210	0.0287	819	1130		210	0.0241	276	1110	
225	0.0156	1060	1140		225	0.0259	859	1140		225	0.0233	311	1120	
240	0.0139	1080	1150		240	0.0235	895	1150		240	0.0225	343	1140	

(2010年12月29日原稿受理, 2011年3月7日採用決定)