

一様高温下において一定の軸圧縮力を受ける 鉄筋コンクリートはり部材の曲げ耐力・変形特性

金津 努

正会員 工修 (財)電力中央研究所 地球工学研究所 上席研究員 (〒270-1194 我孫子市我孫子 1646)
kanazu@criepi.denken.or.jp

原子力発電所の原子炉格納容器、原子炉・冷却水配管の支持構造、放射性廃棄物、使用済み燃料などの高レベル廃棄物貯蔵施設等の鉄筋コンクリート構造物は、高温条件に定常的に曝されることを想定して設計される。著者は、これらの鉄筋コンクリート構造物の設計合理化に資するため、鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の相違が複合材料としての鉄筋コンクリートの変形性状に与える影響、鉄筋コンクリートはり部材としての曲げ耐力、変形特性などを既報¹⁾⁽²⁾において明らかにした。本論文は、軸圧縮力と曲げモーメントを受ける鉄筋コンクリートはり部材の力学特性に与える高温の影響を実験的に把握し、その評価方法について考察したものである。

Key Words: high temperature, reinforced concrete, flexural behavior, axial stress, beam

1. はじめに

著者は既報³⁾において、一様高温下における鉄筋コンクリート（以下、RCと記述）はり部材の曲げ耐力・変形性状を明らかにした。その中で、鉄筋とコンクリートの高温下での物性および熱膨張係数の相違が、鉄筋応力が弾性範囲および塑性域におけるRCはり部材の曲げ耐力・変形性状に大きく影響することを述べた。本報では、さらに一般的な荷重状態である、部材に軸圧縮力が存在する場合のRCの耐力・変形性能について、実験結果からその特徴を明らかにするとともに、既報³⁾において提案した変形評価法の軸力がある場合への適用を検討した。

著者の実施した研究⁴⁾から、高温・軸圧縮力作用下で水分の逸散を自由とした場合には、コンクリートのクリープが著しく生じる。軸圧縮力が作用するはり部材の耐力・変形性能に与える昇温時のクリープの影響を明らかにすることが、本論文の重要な論点となる。

本論文における具体的な検討内容は以下の通りである。なお、軸圧縮力の影響を検討対象パラメータとしているので、温度条件は200°C一定とした。

- ① 一様高温下で軸力と曲げを受けるRCはり部材の曲げ耐力・変形性状
- ② クリープを考慮した基本となる断面（全断面が有効な状態、ひび割れ断面）におけるひずみ分布の算定
- ③ クリープを考慮した昇温時および曲げモーメント載荷時の曲率算定
- ④ ひずみ軟化を考慮したひび割れ発生評価
- ⑤ 塑性変形性状

2. 実験概要

(1) 試験体

試験体は図-1に示すように、全長380cm、試験区間

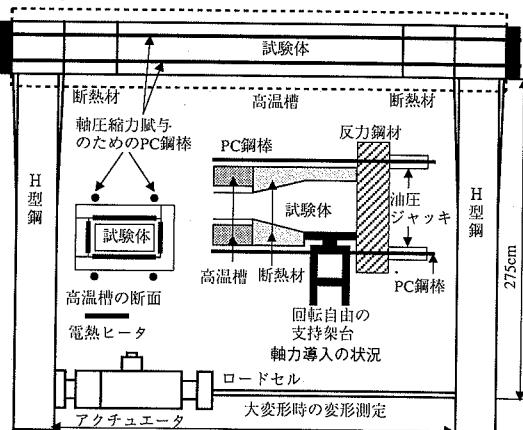
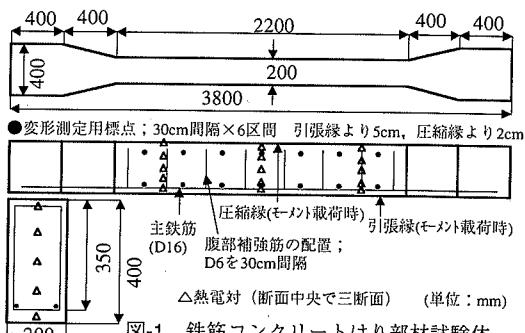


表1 コンクリートの配合

目標 圧縮強度 (N/mm ²)	粗骨材 最大寸法 (mm)	スランプ (cm)	空気量 (%)	水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m ³)				
						水	セメント	細骨材	粗骨材	減水剤
40	20	8±2.5	3±1	43.2	43.1	160	370	789	1103	0.925

表2 鉄筋コンクリートはり部材の諸元およびコンクリートの常温下での物性値

No	試験体名	実験時 温 度 (℃)	最高 付与温度 (℃)	引 張 鉄筋比 (%)	引張 鉄筋位置 d_2 (cm)	軸圧縮 応力度 (N/mm ²)	コンクリートの物性値			備 考
							圧縮強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	ヤング係数 10^4 (N/mm ²)	
1	NB-2D-75	常温	常温	0.57	35	7.5	43.3	2.84	3.28	
2	H200-2D	204.7	204.7	0.45	35	0	48.2	3.74	3.60	溝削り鉄筋使用
3	H200-2D-25	206.1	206.1	0.57	35	2.5	50.4	3.67	3.72	軸力導入後加熱
4	H200-2D-50	204.0	204.0	0.57	35	5	48.4	3.21	3.66	軸力導入後加熱
5	H200-2D-75(a)	204.2	204.2	0.57	35	7.5	52.8	3.47	3.58	軸力導入後加熱
6	H200-2D-75(b)	211.9	211.9	0.57	35	7.5	44.6	3.28	3.06	加熱後軸力導入

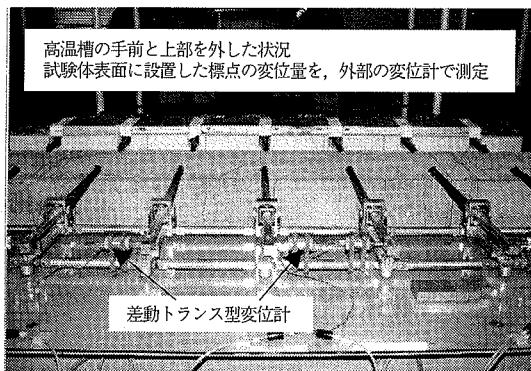


写真-1 高温用変位計

長 220cm, 断面 20cm×40cm の RC はり部材で、配筋は、主筋として D16, 腹部補強筋として D6 異形鉄筋を用いた。コンクリートの配合は表-1 に示す通りで、材齢 2 ヶ月～6 ヶ月で実験に供している。

(2) 試験方法

図-2 に示すように、高温槽に試験体を設置し、試験区間 (2.2m) を加熱した。試験区間をほぼ均一に加熱できるように、高温槽には、各内面軸方向に 3 分割して合計 12 個の電熱ヒータを配置し、独立に温度制御した。

軸圧縮力は、試験体端部に加力用鋼材、高温槽の外部に PC 鋼棒を配置し、油圧ジャッキにより導入した。試験中、軸圧縮力を一定に保持するように、定荷重保持装置により、油圧を制御した。

曲げモーメントは、図-2 に示すように、試験体の両端部に剛結した鋼製アームの先端を、アクチュエータにより閉じるように載荷した。載荷モーメントは、アクチュエータ先端に取り付けたロードセルにより測定した引張荷重から換算した。載荷試験は、所定温度に到達した約 2 日後に実施した。なお、加力機構上のモーメントの載荷に伴う試験体への軸圧縮力の負荷は、0.37～0.60N/mm² 程度であり、導入軸圧縮応力に比較して小さいため、以降の計算では考慮していない。

変形は図-1 に示すように、試験体のモーメント載荷時の圧縮縁 (以降、圧縮縁) から 2cm とモーメント載

荷時の引張縁 (以降、引張縁) から 5cm に、30cm の測定区間を 6 区間設定し、高温用に作製した変位計 (写真-1) によりこの区間の変位を高温槽の外部から測定した。それぞれ 6 区間の測定値を平均ひずみに換算し、平均曲率を算定した。また、試験体が大変形領域に達した場合には、鋼製アームの先端部間の変形量を測定し、これを鋼製アーム長 (2.75m) より試験区間長 (断面が 20cm×40cm である 2.2m) で除することにより試験体の曲率に換算した。この際、鋼製アームの弾性変形および取り付け部のがたは小さいので無視した。

試験体の温度は、図-1 に示す位置に埋め込んだ C-C 熱電対 (3 断面で各断面中央に 5 点、合計 15 点) により測定し、測定値を平均化し試験体温度とした。12 個の電熱ヒータの制御により、試験体温度はほぼ均一に分布していることを確認した。

昇温速度は 10°C/hr. 以下であった。

(3) 試験条件

主な試験パラメータは、付与温度および軸圧縮応力度とした。試験体の一覧を表-2 に示す。なお、使用した鉄筋は、SD345 規格の D16 異形鋼棒で、降伏強度 384.2N/mm²、引張強度 564.5N/mm² およびヤング係数 2.03 × 10⁵N/mm² であった。

3. 昇温時および曲げモーメント載荷時の RC 部材の変形性状

(1) 昇温時のはり部材の膨張変形性状

図-3 および図-4 には、軸圧縮力を導入した RC はり部材の昇温時の温度と軸方向ひずみおよび曲率の関係を示した。図中の実線は、それぞれコンクリートのみの軸方向の伸び変形の計算値、および軸力がない場合のはり部材の全断面が有効な状態を仮定した曲率の計算値である。本論文の付録 3 に示したように、常温から 200°C までの昇温により、コンクリートの熱膨張係数は直線的に低下し、一方、鉄筋の熱膨張係数は増加する。両者の差に起因する膨張ひずみの差 (以降、熱膨張ひずみの差)

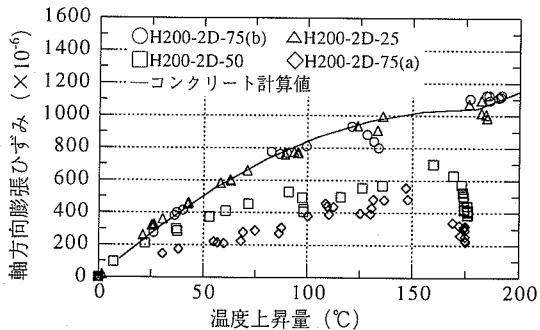


図-3 温度上昇量と軸方向伸びひずみの関係

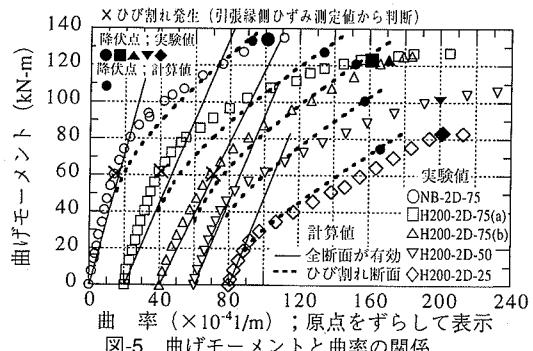


図-4 温度上昇量と曲率の関係

表-3 はり部材の初期曲げ剛性の比較

試験体	初期曲げ剛性 ($\times 10^3 \text{kN} \cdot \text{m}^2$)				
	実験値 (1)	計算値 (1)	比率 (1)	計算値 (2)	比率 (2)
NB-2D-75	48.2	36.8	1.31	—	—
H200-2D-25	23.8	23.2	1.03	26.1	0.91
H200-2D-50	28.6	22.9	1.25	29.1	0.98
H200-2D-75(a)	35.6	22.4	1.59	31.0	1.15
H200-2D-75(b)	23.8	19.2	1.24	—	—

計算値(1)；コンクリートのヤング係数の温度依存性のみ考慮
計算値(2)；ヤング係数の温度依存性と温度・圧縮応力履歴を受けた
コンクリートのヤング係数の増加を考慮(付録1参照)

75(a)では、 $200 \sim 400 \times 10^6$ で、クリープにより $700 \sim 800 \times 10^6$ もの相違が生じる。

一方、曲率については、軸圧縮力を導入した試験体ではひび割れが発生しなかったにも拘らず、全断面が有効な状態の計算値よりもかなり大きい。これは、以下の 2 つの事項に関連して断面に応力勾配が生じるため、それに対応してクリープひずみが生じた結果と推定できる。

①鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差に起因する内部応力が生じている。

②軸圧縮力の作用位置が断面の中心であるため、断面の図心軸位置より若干圧縮縁側に偏心している。

H-200-2D-75(b)は、 200°C に達した後に軸圧縮力を与えた試験体であるので、他の試験体ほどにはクリープは生じない。しかし、同程度の曲率が生じているのは、熱膨張ひずみの差に起因して鉄筋近傍のコンクリートには微細ひび割れが発生し、引張応力場において塑性的な挙動が現れたものと推測される。

以上のように、昇温過程で圧縮力が存在する場合には、コンクリートのクリープの影響が RC はり部材の変形に顕著に現れる。

(2) はり部材の曲げ変形性状

図-5 には、RC はり部材の $M-\phi$ 関係を示した。また、ヤング係数の温度依存性のみを考慮した全断面が有効な状態とひび割れ断面(コンクリートの引張抵抗は無視)における曲げ剛性の計算値も示した。全断面が有効な状態とひび割れ断面の計算値との比較から、軸圧縮力のある場合の $M-\phi$ 関係として次のような特徴が観察される⁴⁾。

- ①初期曲げ剛性（実験値）は、軸圧縮力の増加とともに大きくなる。
 ②降伏時点の曲率がひび割れ断面計算値（熱膨張係数の差、昇温時のクリープを無視）よりも大きくなる。
 ③H200-2D-75(a)と H200-2D-75(b)のひび割れ発生時のモーメントは、NB-2D-75 とあまり相違しない。

a) 初期曲げ剛性

①の性状は、昇温中に軸圧縮力が存在する場合には、軸圧縮力の無い場合に比較してコンクリートのヤング係数の低下が小さいと言う物性の高温特性¹⁾に起因するものと推測できる。一般的に、コンクリートのヤング係数から計算した RC はり部材の全断面が有効な状態の曲げ剛性は、RC はり部材の M-φ 関係の実験値から得られる初期剛性に比較すれば、ほぼ同じかやや小さくなる。これは、はり部材では応力勾配を持っており、初期曲げ剛性を評価するときの断面の平均的応力度は、コンクリートのヤング係数を求める時の応力度よりも小さいためである。

各試験体の初期曲げ剛性と全断面が有効な状態の曲げ剛性の計算値を表-3 に示した。計算値(1)では、コンクリートのヤング係数の温度依存性のみを考慮し、計算値(2)では、ヤング係数の温度依存性に加え、昇温中の軸圧縮力の存在によるヤング係数の変化を考慮している（付録 1 参照）¹⁾。NB-2D-75 や H200-2D-75(b) に比較すると、H-200-2D-25 や H-200-2D-50 の実験値と計算値の相違は小さいが、H200-2D-75(a)を加えた応力レベルの異なる 3 体を比較すると、軸圧縮力の影響を受けていることは明確である。特に、昇温時に軸圧縮力の有無が異なる H-200-2D-75(a)と H-200-2D-75(b)を比較すると、初期曲げ剛性に与える軸圧縮力の影響は、明確に理解することができる。計算値(2)は、この影響を評価できている。ただ、NB-2D-75 や H200-2D-75(b)の比率(1)がやや大きめとなったのは、コンクリートのヤング係数が小さいことと関係しているが、明確な理由は考えられない。

以上から、温度・応力履歴を受けたコンクリートのヤング係数の特性を考慮することにより、高温下のはり部材の初期曲げ剛性を適切に計算することができる。

b) 降伏時の曲率

②の性状は、軸圧縮力の無い場合と同じように、熱膨張ひずみの差に起因する内部ひずみ（鉄筋の圧縮ひずみ）が、ひび割れ発生あるいは付着の劣化により解放されることによるものである。ただし、軸圧縮力のある場合には、昇温中のコンクリートのクリープにより、鉄筋にはさらに多くの圧縮ひずみが蓄積されるので、ひび割れにより解放されるひずみ量も多くなり、②の性状も軸圧縮力の無い場合に比較して著しくなる。NB-2D-75, H-200-2D-75(b)試験体と H-200-2D-75(a) 試験体の、降伏時点における曲率の実験値とひび割れ断面計算値を比較

すれば、クリープの影響が加わった②の性状が明確に理解できる。すなわち、H-200-2D-75(a) では、降伏時の変形がひび割れ断面で計算される変形よりもかなり大きい。

c) ひび割れ発生

昇温時の熱膨張ひずみの差により引張縁側には引張応力が作用すること、クリープにより鉄筋がコンクリート応力の一部を負担すること等から、常温下で導入された圧縮応力度は、引張縁側においては、昇温とともにレベルが低下してゆく。このため、同じ導入圧縮応力度であれば、高温下の方がかなり小さな曲げモーメントでひび割れ発生応力状態に到達することが計算される。しかし、図-5 から分かるように、各試験体の M-φ 関係には、導入圧縮応力度、コンクリートのヤング係数の変化の影響は認められるものの、ひび割れ発生に関しては、見かけ上、高温度条件やコンクリートのクリープ等の影響は認められなかった。これに関する一つの答えとして、後節において、ひび割れ断面にコンクリートのひずみ軟化を考慮して検討した結果を示す。

4. 熱膨張ひずみの差とクリープを考慮した変形の評価

(1) 基本となる断面におけるひずみ分布の算定

熱膨張ひずみの差および昇温時のクリープひずみを採り入れて、基本となる断面（全断面が有効な状態、ひび割れ断面）におけるひずみ分布の算定式を導いた。

a) 全断面が有効な状態

二段配筋された RC はり部材を想定し、任意温度時点のはり部材のひずみ分布状態を図-6(a), (b)に示した。応力に関与するひずみ、クリープひずみともに線形分布を仮定している。この状態の力のつりあい式およびひずみ適合式を連立させて解いて、中立軸位置、各ひずみ、曲率を以下のように表わすことができる。

式(1)は、軸圧縮力が無く、従ってクリープひずみが無い場合には、既報³⁾の式(1)に一致する。

$$x_n = \frac{a_1 h^3 + a_2 h^2 + a_3 h + a_4}{b_1 h^2 + b_2 h + b_3} \quad (1)$$

$$a_1 = 2(\beta_1 + \beta_2)\{\epsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\} - 0.5 R_1 \quad (2a)$$

$$a_2 = -3(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)\{\epsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\} \quad (2b)$$

$$a_3 = 3(\beta_1 d_1^2 + \beta_2 d_2^2)\{\epsilon_{cr,0} - \epsilon_{cr,1}\} + 3(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)R_1 \quad (2c)$$

$$a_4 = 6\beta_1 \beta_2 (d_1 - d_2)^2 \{\epsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\} \quad (2d)$$

$$- 6\{(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)R_1 + (\beta_1 d_1^2 + \beta_2 d_2^2)R_1\} \quad (2d)$$

$$b_1 = 3(\beta_1 + \beta_2)\{\epsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\} \quad (2e)$$

$$b_2 = -6R_2 + 3R_1(\beta_1 + \beta_2) \quad (2f)$$

$$- 3(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)\{2\epsilon_{cr,0} + 2(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T + (\epsilon_{cr,0} - \epsilon_{cr,1})\} \quad (2f)$$

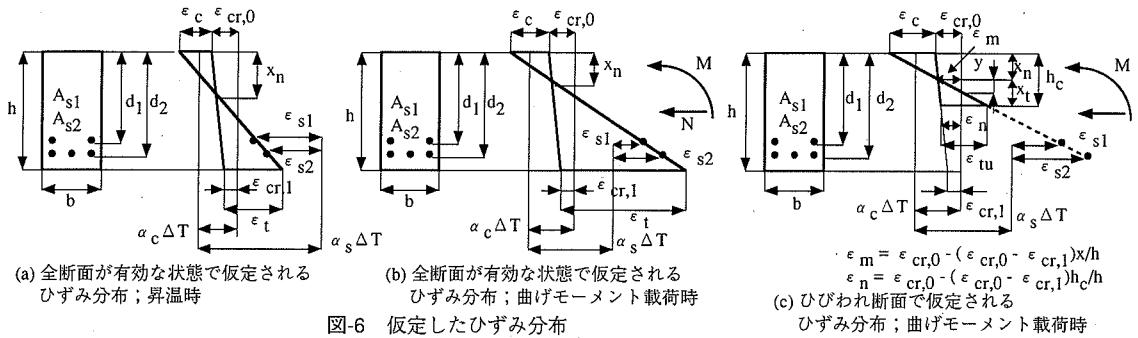


図-6 仮定したひずみ分布

$$b_3 = \frac{6(\beta_1 d_1^2 + \beta_2 d_2^2)}{h} + \frac{6\beta_1 \beta_2 (d_1 - d_2)^2}{h} (\varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1}) \\ - 6\{R_2(\beta_1 + \beta_2) + R_1(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)\}$$

$$\varepsilon_c = \frac{2[R_1 + (\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)(\varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1})/h - \{\varepsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\}(\beta_1 + \beta_2)]x_n}{h(2x_n - h) + 2(\beta_1 + \beta_2)x_n - 2(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)}$$

$\varepsilon_c > 0$; 圧縮ひずみ

$$\varepsilon_t = \frac{h - x_n}{x_n} \quad \varepsilon_t > 0 \text{ ; 引張ひずみ}$$

$$\varepsilon_{s1} = d_1 \left(\frac{\varepsilon_c}{x_n} + \frac{\varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1}}{h} \right) - \{\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\}$$

$$\varepsilon_{s2} = d_2 \left(\frac{\varepsilon_c}{x_n} + \frac{\varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1}}{h} \right) - \{\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\}$$

$\varepsilon_{s1}, \varepsilon_{s2} > 0$; 引張ひずみ

$$\varepsilon_{l,g} = \alpha_c \Delta T - (\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0}) + (\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1} + \varepsilon_t) \frac{x_g}{h}$$

$$\phi_g = \frac{\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1} + \varepsilon_t}{h}$$

$$\text{ここで, } \beta_1 = n p_1 d_1 \quad \beta_2 = n p_2 d_2 \quad R_1 = \frac{N}{b E_c} \quad R_2 = \frac{M_{ex}}{b E_c}$$

b ; はりの幅, h ; はりの高さ, d_i ; i 段目の鉄筋のはり圧縮縁からの距離, A_{si} ; i 段目の鉄筋量, α_c , α_s ; コンクリートおよび鉄筋の熱膨張係数, ΔT ; 温度上昇量, ε_c , ε_t ; はり部材圧縮縁および引張縫コンクリートの応力関与ひずみ, ε_{si} ; i 段目の鉄筋の応力関与ひずみ, E_c , E_s ; 各温度でのコンクリートおよび鉄筋のヤング係数, x_n ; 圧縮縁から中立軸までの距離, p_i ; i 段目の鉄筋比 (A_{si}/bd_i), n ; ヤング係数比 (E_s/E_c), x_g ; 圧縮縁から図心軸までの距離, ε_{lg} ; はり部材の軸方向変形 (図心軸で軸方向変形を考慮), ϕ_g ; はり部材の曲率, M_{ex} ; 曲げモーメント, $\varepsilon_{cr,0}$, $\varepsilon_{cr,1}$; 軸圧縮力によって生じる部材圧縮縁側および引張縫側コンクリートのクリープひずみ (昇温時のクリープひずみが, 断面内で直線的に分布していることを仮定している)

b) ひび割れ断面

二段配筋された RC はり部材を想定する。任意温度時点のはり部材のひずみ分布状態を図-6(c)に示した。以下に示す力のつりあい式(9), (10)にひずみの適合式(11)～(13)を代入し、数値解析的に解いて x_n, h_c を算出する。 h_c を使って x_n を記述すると式(14)となる。また、軸方向変

形、曲率は、式(15)および式(16)となる。

$$\frac{1}{2} x_n b E_c \varepsilon_c - \frac{1}{2} (h_c - x_n) b E_c \varepsilon_{tu} - A_{s1} E_s \varepsilon_{s1} - A_{s2} E_s \varepsilon_{s2} = N \quad (9)$$

$$\frac{1}{3} x_n^2 b E_c \varepsilon_c - \frac{1}{3} (h_c - x_n)^2 b E_c \varepsilon_{tu} - A_{s1} E_s \varepsilon_{s1} (d_1 - x_n) \\ - A_{s2} E_s \varepsilon_{s2} (d_2 - x_n) + N \frac{(h_c - x_n)}{2} = M \quad (10)$$

$$\varepsilon_c = \frac{x_n}{(h_c - x_n)} \varepsilon_{tu} \quad \varepsilon_c > 0 \text{ ; 圧縮ひずみ} \quad (11)$$

$$\varepsilon_{s1} = d_1 \left(\frac{\varepsilon_c}{x_n} + \frac{\Delta \varepsilon_1}{h} \right) - (\varepsilon_c + \Delta \varepsilon_2) \quad (12)$$

$$\varepsilon_{s2} = d_2 \left(\frac{\varepsilon_c}{x_n} + \frac{\Delta \varepsilon_1}{h} \right) - (\varepsilon_c + \Delta \varepsilon_2) \quad (13)$$

$\varepsilon_{s1}, \varepsilon_{s2} > 0$; 引張ひずみ

$$x_n = \frac{h_c^2 \varepsilon_{tu} + 2P \varepsilon_{tu} + 2\Delta \varepsilon_1 Ph/h - 2\Delta \varepsilon_2 Qh_c + 2R_1 h_c}{2(h_c \varepsilon_{tu} + \Delta \varepsilon_1 P/h + \varepsilon_{tu} Q - \Delta \varepsilon_2 Q + R_1)} \quad (14)$$

$$\varepsilon_{l,g} = \alpha_c \Delta T - (\varepsilon_c + \varepsilon_{cr,0}) + \phi_{cr} x_\xi \quad (15)$$

$$\phi_{cr} = \frac{\varepsilon_c + \varepsilon_{tu}}{h_c} + \frac{\varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1}}{h} \quad (16)$$

ここで, $P = \beta_1 d_1 + \beta_2 d_2 = \beta_1 + \beta_2$

$$\Delta \varepsilon_1 = \varepsilon_{cr,0} - \varepsilon_{cr,1} \quad \Delta \varepsilon_2 = \varepsilon_{cr,0} + (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T \quad \gamma_1 = \frac{1}{\varepsilon_{tu}}$$

ε_{tu} ; コンクリートの限界引張ひずみ (引張強度をヤング係数で除したもの), h_c ; ひび割れ断面で抵抗しているコンクリート領域の高さ, ε_{lx} ; はり部材の軸方向変形 (図心軸で軸方向変形を考慮), ϕ_σ ; はり部材の曲率

(2) 昇温時の RC はり部材の変形計算

ここでは、昇温時のクリープを考慮して RC はり部材の変形を計算する。軸圧縮力を導入した試験体では昇温中にはひび割れが発生しないので、4.(1)で示した全断面が有効な状態におけるひずみ算定式を用いる。式(1)～式(3)において曲げモーメントの項を零とすれば、ある温度条件での熱膨張ひずみの差を考慮した全断面が有効な状態のひずみ状態を算定することができる。式中のヤング数およびクリープの取扱いは以下のように行う。

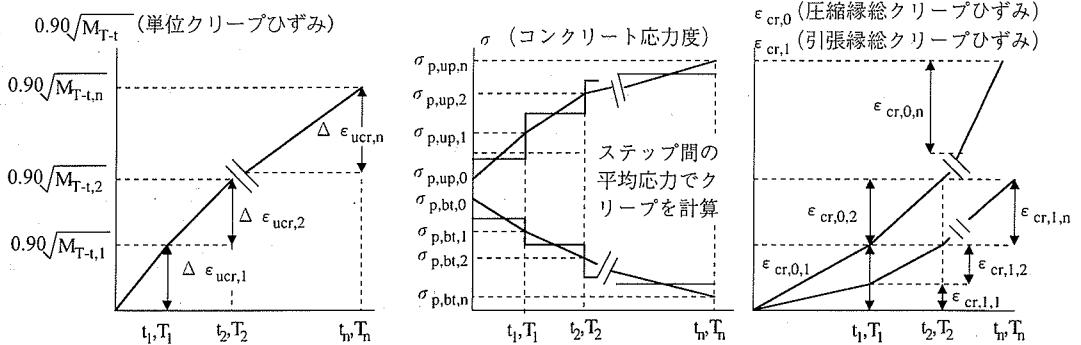


図-7 昇温時の変形計算のフロー図およびクリープの計算方法

a) コンクリートのヤング係数

軸圧縮力作用位置の部材断面の図心軸とのずれおよび熱膨張ひずみの差により、コンクリートの圧縮応力度は圧縮縁側（曲げモーメント載荷後）で大きく引張縁側（曲げ曲げモーメント載荷後）で小さくなる分布を示す。温度・圧縮応力履歴を受けるコンクリートのヤング係数の変化（付録1参照）¹¹を考慮すると、断面高さ方向の圧縮応力度分布に応じてヤング係数が分布することになる。基本となる断面で求めた式では、コンクリートのヤング係数が分布した場合については考慮していないので、断面における平均のヤング係数として考慮する。ヤング係数の平均化は、圧縮縁と引張縁のヤング係数を単純平均することにより行う。

$$E_{c,ave}(T, \gamma) = \{E_{c,up}(T, \gamma_{up}) + E_{c,bt}(T, \gamma_{bt})\}/2 \quad (17)$$

$$\gamma_{up} = \frac{\sigma_{p,up}}{f_{cu}(T)} \quad (18a)$$

$$\gamma_{bt} = \frac{\sigma_{p,bt}}{f_{cu}(T)} \quad (18b)$$

ここで、 $E_{c,ave}(T, \gamma)$ ；部材の平均ヤング係数、 $E_{c,up}(T, \gamma_{up})$ 、 $E_{c,bt}(T, \gamma_{bt})$ ；部材圧縮・引張縁のヤング係数、 γ_{up} 、 γ_{bt} ；圧縮・引張縁の応力強度比、 $\sigma_{p,up}$ 、 $\sigma_{p,bt}$ ；圧縮・引張縁のコンクリートの圧縮応力度 $f_{cu}(T)$ ；温度 T での圧縮強度

b) クリープひずみ

昇温時のクリープは、著者の既往の研究成果⁴⁾より、式(19)、式(20)で表される単位クリープひずみを用いて評価する。すなわち、圧縮縁側の圧縮応力度に依存させて圧縮縁側のクリープひずみを、引張縁側の圧縮応力度に依存させて引張縁側のクリープひずみを決定し、これらのひずみを直線で結んで断面のクリープひずみ分布を決定する。昇温に伴い熱膨張ひずみの差に起因して、鉄筋の配置されている引張縁側の圧縮応力レベルが低下するが、H200-2D-25 でも引張応力が発生するにはいたらず、引張クリープは考えなくてよい。

$$\epsilon_{ucr} = 0.90\sqrt{M_{T-t}} \quad (19)$$

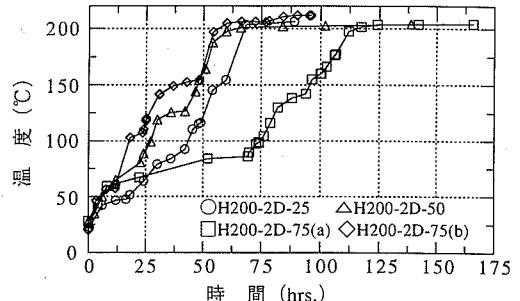


図-8 各試験体の昇温状況

$$M_{T-t} = \int_{t_0}^{t_n} T(t) dt \quad (20)$$

ここで、 ϵ_{ucr} ；単位クリープひずみ ($\times 10^6 / N/mm^2$)
 $T(t)$ ；温度の経時変化 (°C)
 t ；経過時間 (hr.)

クリープひずみは実験の実施工工程に対応させて、温度・時間の増分毎に逐次計算を実施し、総クリープひずみは各時間・温度ステップで生じるクリープの総和とする。図-7 に各時間・温度での単位クリープ、作用応力度、総クリープひずみの発現状況の概念図を示した。

なお、クリープ変形を含めた昇温に伴う部材の変形は、付録2に示す方法により計算した。

c) 実験結果との比較

昇温時の変形の理解を助けるために、図-8 に試験体の温度時間曲線を示した。マニュアルで温度設定を行い、10°C/hr.以下の速度で 200°Cまで昇温した。

① 昇温時の軸方向伸び変形

式(3)、式(4)に基づいて、断面の中心位置で計算した軸方向の伸びひずみを実験値と比較して図-9 に示した。図中には、昇温前の乾燥収縮 ($\epsilon_{sh}=200 \times 10^{-6}$) の有無、クリープを無視した場合 ($\epsilon_{sh}=0 \times 10^{-6}$) の計算結果も併せて示した。

H200-2D-25 および H-200-2D-75(a)の計算値が実験値

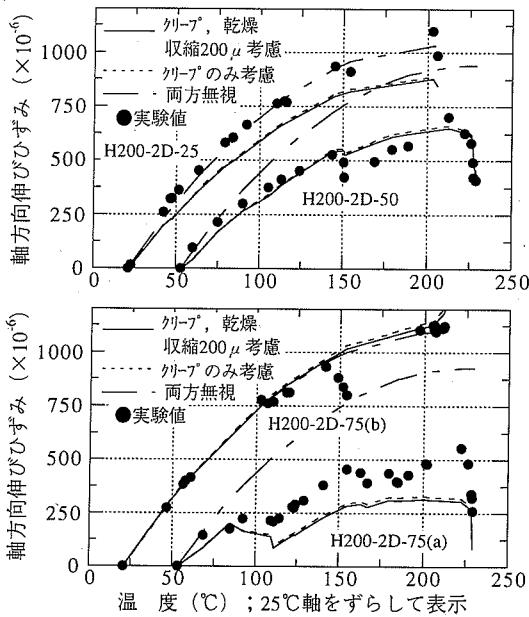


図-9 温度と軸方向伸びひずみの関係

よりやや大きくクリープしている結果となったが、全般的には計算結果と実験値は良好に一致している。伸びひずみが収縮に転じている箇所は、昇温中に一定温度で時間経過したところであり、定性的にはこの傾向を計算により評価できている。

昇温前の乾燥収縮の影響は小さく、昇温による膨張ひずみが大きいので乾燥収縮の影響は無視できる程度である。また、コンクリートのクリープの影響は、軸方向の伸びひずみで比較すると、実験値の考察の項でも述べたように、200°Cにおいて、最も応力度レベルの高い試験体と軸圧縮力の無い試験体で 800×10^6 程度の差が生じている。これはかなり大きな差といえる。

② 縁ひずみの挙動

図-10には、試験体の圧縮縁から2cmと引張縁から5cm位置の軸方向の伸びひずみについて、実験値と計算結果を比較して示した。提案した方法は、H-200-2D-75(a)の圧縮縁側のクリープひずみを過大に算出しているが、それ以外の試験体に関しては良好に計算値と実験値が一致している。この結果は、はり部材の圧縮・引張縁のみに着目し、両縁のコンクリート応力度に依存させてクリープひずみを算出し、断面応力計算を行っている本計算方法が妥当な方法であることを示すものである。

また、計算上ではあるが、H-200-2D-75(a)では、鉄筋位置のコンクリートは 700×10^6 程度のクリープひずみが生じ、また、鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差が 1100×10^6 生じている。これらを合わせると 1800×10^6 程度の圧縮ひずみになり、昇温時のクリープにより鉄筋が降伏寸前にあることが推測される。ちなみに 200°Cまで昇温した時の他の試験体の鉄筋の圧縮ひずみの計算値

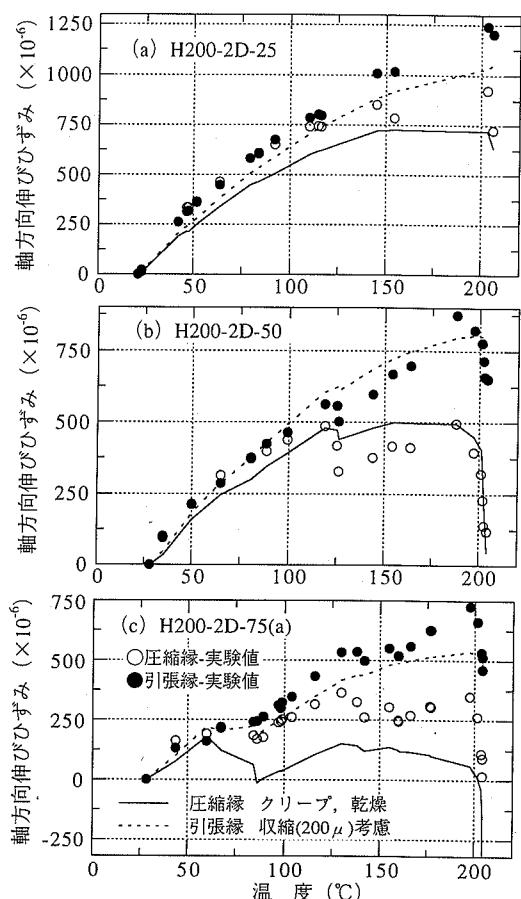


図-10 昇温時のはり部材上・下縁の軸方向伸びひずみ

(乾燥収縮ひずみは零) は、H-200-2D-25 で 1240×10^6 、H-200-2D-50 で 1460×10^6 、H-200-2D-75(b) で 1100×10^6 である。NB-2D-75 は 200×10^6 となっている。高温下では、コンクリートのクリープと熱膨張ひずみの差（付録3に、本論文で用いた鉄筋とコンクリートの熱膨張係数を示す）により、かなりの量の圧縮ひずみが鉄筋に蓄積されることになる。

③ 曲率の変化

図-11には、昇温前の乾燥収縮の有無、昇温時のクリープの有無の影響を考慮して計算した曲率変化を示した。軸圧縮力を導入した試験体では、クリープの影響により曲率が大きく進行する。200°Cに近い温度条件では、クリープを考慮した計算結果が実験値と比較的良好に一致している。当然ながら、コンクリートのクリープを考慮していない計算値は、曲率変化をかなり過小評価している。また、実験では昇温、一定温度保持の過程があるが、この状況の曲率の変化についても、計算値は実験値を比較的良好に評価できている。

一方、昇温時に軸圧縮力の無い H-200-2D-75(b)では、計算値と実験値は一致していない。コンクリート応力度

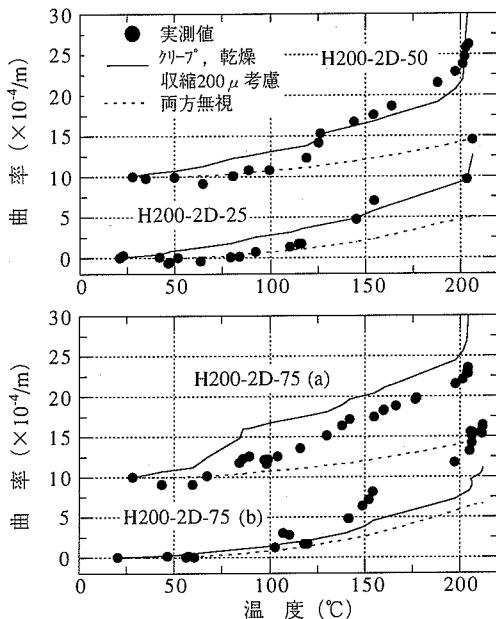


図-11 昇温時におけるはり部材の温度と曲率の関係

は鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差に起因するもののみであるので、応力レベルは低く、クリープ変形がほとんど生じないと考えられる。計算結果もクリープの考慮の有無でほとんど差がないことを示している。しかし、実験値は 150°C 程度から曲率が大きく生じており、計算値との差が大きくなっている。引張縁側の引張応力度レベルと変形状態から判断して、鉄筋近傍の微細なひび割れの発生が影響していることが推定される。しかし、後述するように、引き続いて行う曲げモーメント載荷時の挙動からは、この時点で断面を貫通したひび割れの発生はないことが判断された。

以上から、軸圧縮力を導入した RC はり部材の昇温時の軸方向膨張変形および曲率変化は、コンクリートのクリープを考慮することにより評価できることが示された。

(3) ひび割れ発生に関する検討

表-4 には、式(4)により算定される引張縁ひずみが 180×10^6 となった時の各試験体の載荷モーメント、ひび割れ発生時の載荷モーメントの実験値、および載荷時からひび割れ発生時までの引張縁ひずみの変化量の実験値と計算値を示した。著者の既往の研究¹³⁾によれば、コンクリートの 200°C 程度までの熱間の引張強度は常温下と変わらず、ヤング係数のみが低する。このため、ヤング係数の残存率の逆数が常温下に対する高温下での限界引張ひずみの増加率となる。200°C のヤング係数の残存率は約 0.55 であるので¹¹⁾、限界引張ひずみは常温下の約 80% 増しとなり、 180×10^6 (常温下は 100×10^6) 程度と推定した。

表における実験値と計算値から、引張縁のひずみが限

表-4 ひび割れの発生と引張縁の伸びひずみ

試験体	M1 ¹¹⁾ (kN-m)	M2 ¹²⁾ (kN-m)	$\epsilon_{tu} (\times 10^6)$	
	実験値 ¹³⁾	計算値 ¹⁴⁾		
NB-2D-75	56.4	60.5	268	321
H200-2D-25	16.5	21.7	208	163
H200-2D-50	28.6	43.0	334	286
H200-2D-75(a)	38.0	61.8	413	390
H200-2D-75(b)	38.7	61.0	620	609

*1) 4.(1)a) 全断面が有効な状態に基づき、 $\epsilon_c = \epsilon_u (180 \times 10^6)$ として計算した曲げモーメント。ただし、常温下では $\epsilon_u = 100 \times 10^6$ として計算した値。

*2) ひび割れ発生時の曲げモーメントの実験値

*3) 曲げモーメント載荷開始からひび割れ発生までの引張縁ひずみの変化量の実験値

*4) 4.(1)a) 全断面が有効な状態に基づく計算値。Mex として M2 を適用。

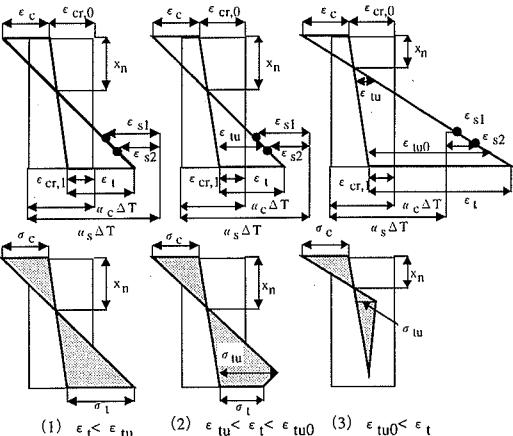


図-12 コンクリートのひずみ軟化を考慮する場合のひずみと応力度分布

界引張ひずみに到達しても (常温; 100×10^6 , 200°C; 180×10^6 として計算した M1), 実験結果からはひび割れ発生を示す曲げモーメント-曲率の関係は認められず、ひび割れ発生までコンクリートのひずみはかなり大きく伸びることが分かる。

昇温時に著しくクリープが生じたために、鉄筋には大きな圧縮応力が蓄積されている。例えば、H-200-2D-75(a) では鉄筋の圧縮降伏に近い圧縮応力度である。この圧縮応力度は、曲げモーメントの載荷に伴う変形の進行により徐々に解放されていく。この過程で断面の軸方向の力の釣り合いを考えると、鉄筋の応力の解放に伴って軸圧縮力の負担が鉄筋からコンクリート側に移行する。このような断面応力・ひずみ状態の変化は、軸圧縮力のない場合にひび割れの発生により弾性ひずみが一挙に解放される状態とは異なって、はり部材の変形の進行に一種のひずみ制御状態を与えていたと考えることができる。したがって、ひび割れ発生の近傍においては、コンクリートの引張軟化の抵抗が発揮されやすい状態にあると考えられる。

以上のことから、ひび割れ断面において、ひび割れ先端のひずみ軟化領域における引張抵抗を考慮する形で、ひび割れ発生を評価することを考えた。図-12 には、ひび割れが発生する断面における限界引張ひずみ以降のひ

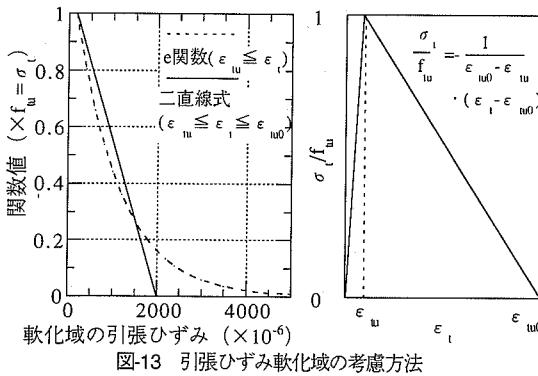


図-13 引張ひずみ軟化域の考慮方法

すみ状態および応力状態の模式図を示す。コンクリートのひずみ軟化領域の引張抵抗は、図-13に示す二直線式で仮定した。これは、計算を容易にするために、実績のある e 関数式³⁾とほぼ同等の性状を示す直線式として仮定したものである。

ϵ_{u0} は図-13に示すように、 e 関数式との整合性を考慮して0.002の値を採用した。限界引張ひずみ(ϵ_u)は、各試験体の高温下のコンクリートの引張強度を昇温時に計算されるヤング係数で除したものとして与えた。

図-12におけるそれぞれの場合について力の釣り合いとひずみの適合条件を考え、引張縁ひずみを入力条件(既知)として中立軸位置を計算し、さらに抵抗モーメントを計算する。計算結果を図-14に示す。比較のため常温下の場合も同じ条件で計算を行った。

計算結果は、温度条件、導入圧縮応力度に関係なく、ひび割れにより変形が大きくなり始める領域の曲げモーメント-曲率関係を良好に追跡できている。また、常温下の場合にも、限界引張ひずみのみを考慮して計算されるひび割れ発生モーメントと実験値との相違は、高温下に比較して小さかったが、さらにコンクリートのひずみ軟化域における引張抵抗を考慮することの効果が認められ、より良好にひび割れの発生を評価できている。

以上のように、一方法による数値を固定した条件での検討の結果ではあるが、高温下でクリープが生じたはり部材のひび割れ発生の評価は、コンクリートのひずみ軟化域の引張抵抗を考慮することにより、良好に行えることが確認された。

(4) 曲げモーメント-曲率関係の評価

a) 評価式の提案

昇温時に発生したコンクリートのクリープは、載荷時の変形を評価する際には初期条件として考慮すれば良い。したがって、載荷に伴う変形の評価は、ACI⁶⁾の平均剛性の概念に基づいた式を用いることができる。既報³⁾では、熱膨張ひずみの差に起因する内部応力がひび割れ発生に与える影響を考慮したが、昇温時に軸圧縮力が存在し、クリープが生じる本実験のような条件の場合には、

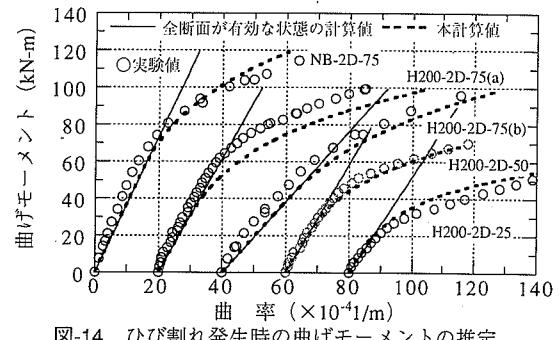


図-14 ひび割れ発生時の曲げモーメントの推定

4.(3)のようにひび割れ発生を評価すること前提にして、式(21)が適用できる。

$$M = [EI]_{eff,h} \phi \quad (21a)$$

$$[EI]_{eff,h} = E_c(T, \gamma) I_{gh} \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^4 + E_c(T, \gamma) I_{cr,h} \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^4 \right\} \quad (21b)$$

ここで、 $E_c(T, \gamma)$ ；温度・応力履歴を受けたコンクリートのヤング係数(表-3の計算値(2)に用いたヤング係数)、 I_{gh} 、 $I_{cr,h}$ ；全断面が有効な状態およびひび割れ断面の断面二次モーメント、 M_{cr} ；ひび割れ発生モーメント、 M ；考慮時点時のモーメント、 ϕ ；曲率

式(21b)における $E_c(T, \gamma) \cdot I_{gh}$ は、昇温後の曲げモーメント載荷時の初期曲げ剛性を示しており、 $E_c(T, \gamma)$ は、正式には断面内での平均的なヤング係数式(17)を用いるべきである。しかし4.(2)で述べたように、昇温時には、圧縮縁のコンクリートの圧縮ひずみは軸圧縮力導入時よりさらに大きく、一方、引張縁の圧縮ひずみは小さくなり、高温下のコンクリートのヤング係数に与える軸圧縮力の影響が相殺される方向に挙動する。結果として、表-3の計算値(2)と式(17)によるヤング係数は、ほとんど変わらない値となった。また、断面二次モーメントは、式(8)および式(16)において計算される曲率で曲げモーメントを除して求められる。

鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差、昇温時のクリープひずみの影響については、式(8)、式(16)の曲率を求める断面計算において考慮されている。

b) 評価式の適用性

式(21)の適用性を検証するために、実験による曲げモーメント-曲率の関係と計算結果との比較を行った。図-15は、全試験体の曲げモーメント-曲率の関係を示す。式中のひび割れ発生モーメントには、実験値を用いた。これは、ひずみ軟化を考慮したひび割れ発生の評価方法が良好な評価結果を与えたことから、数値の明確な実験値を用いることにしたものである(図-14参照)。

図-15には、提案した式(21)、ヤング係数の温度依存

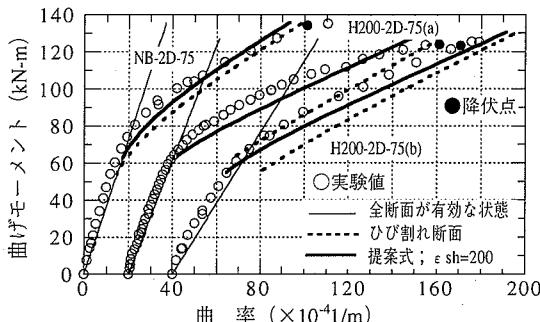


図-15a 曲げモーメントと曲率の関係

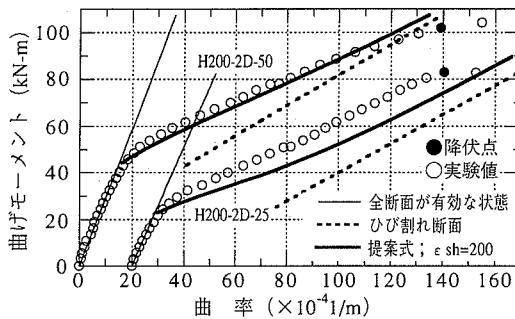


図-15b 曲げモーメントと曲率の関係

性、熱膨張ひずみの差およびクリープを考慮したひび割れ断面の計算値も示した。常温下の実験値を含めて、全般的に実験値と計算値は良好に一致している。既報³⁾に述べたように、軸圧縮力のない場合には、曲げ剛性評価式における曲げモーメント項のべき乗数が3の場合に適用性が高かった。比較的高い軸圧縮力がある場合には、初期曲げ剛性とひび割れ断面の剛性の差が、軸圧縮力のない場合に比較して小さいこと、断面内のコンクリートの引張領域が小さいので、同じ鉄筋応力度であればひび割れが発生し易いため、曲げモーメント載荷後は、全体の変形がひび割れ断面の変形に急速に近づくという、高い軸圧縮力があるRCはり部材の変形挙動の特徴が、べき乗数4の良好な適用性に現れている。軸圧縮応力レベルが小さいH200-2D-25の曲率の計算値が、実験値に比較してやや大きめの結果を与えていることは、このような傾向を示唆しているものと考えられる。

以上より、高温下におけるRCはり部材の曲げモーメントと曲率の関係を評価する際には、鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差とクリープを考慮することの重要さが確認された。提案した方法による計算結果は実験値と良好に一致しており、本方法の妥当性が確認された。

5. 終局耐力および終局変形

(1) 塑性変形性状

はり部材の鉄筋降伏以降で曲げ終局状態に至るまでの、

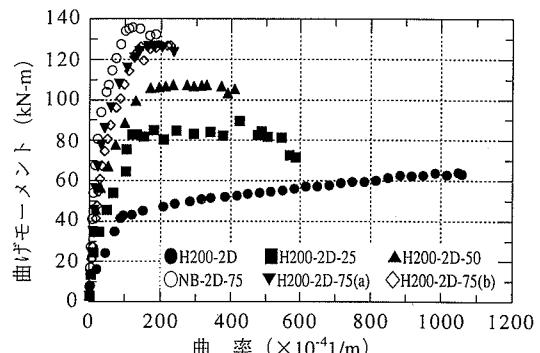


図-16 曲げモーメントと曲率の関係(軸圧縮力の影響)

塑性変形領域における耐力と変形の関係を検討した。ここで、終局耐力は急速に耐力を喪失する直前の曲げモーメントを指し、終局変形は終局耐力時の変形を指す。

a) はり部材の降伏耐力

図-16には、軸圧縮力を導入した試験体の曲げモーメント曲率の関係を示した。NB-2D-75以外は付与温度がすべて約200°Cであるので、コンクリートと鉄筋の物性はほとんど同じであることから、はり部材の降伏耐力は導入された圧縮応力の大きさに対応している。このような傾向は、常温下の場合と同じである。軸圧縮力の影響がよく分かるように、軸圧縮力のないH200-2Dも同図に併せてプロットした。

軸圧縮力を導入してから昇温したH-200-2D-75(a)と昇温後に軸圧縮力を導入したH-200-2D-75(b)では、降伏耐力はほとんど変わらない。昇温前に軸圧縮力を導入した試験体では、昇温時にクリープが生じ、軸圧縮力が存在するため圧縮縁側のコンクリートのヤング係数がやや大きくなっているが、降伏耐力に関してこれらの影響は無いようである。

b) 塑性変形性状(終局耐力、終局変形)

軸圧縮力が塑性変形性状に与える影響を見ると、軸圧縮力が大きいほど終局耐力は大きくなるが、終局変形は小さくなる。特に7.5kN/mm²の圧縮応力度を与えた試験体では、靭性率(終局変形を降伏時変形で除したもの)が2よりも小さくなってしまい、軸圧縮応力レベルの高い場合には、靭性を期待することはできない。

また、軸圧縮力のない試験体では、鉄筋の応力-ひずみ関係の高温特性に対応して、部材降伏後、耐力が増加しているが、軸圧縮力を導入した試験体ではその傾向は認められず、ほぼ降伏耐力と同等の耐力を保持したまま終局状態まで変形が進行している。終局変形の小さいことと対応して、鉄筋の高温特性[文献(3)の附録]が發揮される領域まで鉄筋の引張ひずみが進展していないことを示しているものと考えられる。

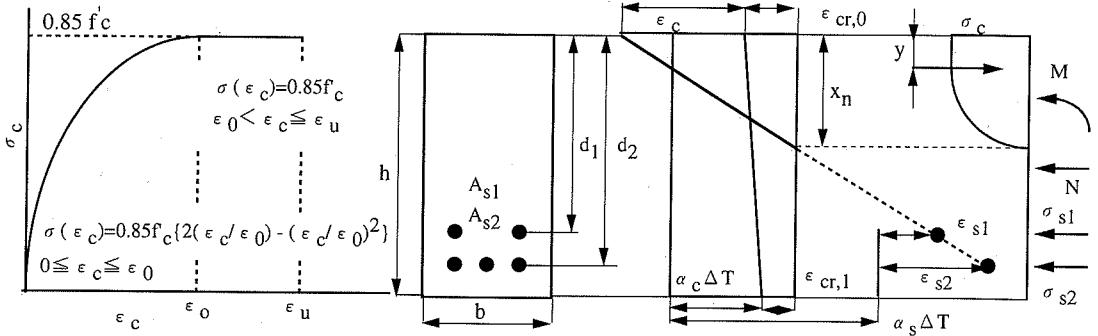


図-17 コンクリートの応力ひずみ関係および終局時の応力-ひずみ分布の仮定

表-5 はり部材の降伏時および終局時の計算結果

試験体	降伏耐力 (kN-m)				降伏時変形 ϕ_v ($\times 10^4/m$)							
	実測	計算①	比①	計算②	実測	計算①	比①	計算②	比②	計算③	比③	
NB-2D-75	134.1	132.3	1.01	—	101	95	1.06	—	—	89	1.13	
H200-2D-25	83.0	77.8	1.07	74.7	1.11	121	1.30	0.93	85	1.42	127	0.95
H200-2D-50	101.9	105.8	0.96	100.6	1.01	139	1.38	1.01	92	1.51	132	1.05
H200-2D-75(a)	123.9	136.4	0.91	127.8	0.97	141	156	0.90	99	1.42	145	0.97
H200-2D-75(b)	123.1	127.2	0.97	120.5	1.02	131	155	0.85	119	1.10	146	0.90

注1) 計算①; 4(1)で示したひび割れ断面における計算値。鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性、熱膨張ひずみの差及びコンクリートのクリープを考慮している。
注2) 計算②; 鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性のみを考慮し、ひび割れ断面（従来方法）で計算したもの。

注3) 計算③: 提案した平均剛性に基づく方法

注4) --: 計算①と同じ。

*2) 既報 (文献3) の式 (23) により計算した最大応力時のひずみ。

*1) 既報 (文献3) の付録に示す換算式により常温の値から換算。

*3) 既報 (文献3) の式 (25) により計算した終局時ひずみ。

(2) 耐力・変形の評価

a) 降伏耐力および降伏時変形の評価

表-5 には、各試験体の降伏耐力、降伏時変形の実験値と計算値を示した。ここでは、曲げモーメント載荷直前を曲率の原点としている。降伏耐力の計算①、計算②とも実験値と非常によく一致しており、高温下の降伏耐力の計算では、物性の温度依存性のみ考慮すれば良好な評価結果を得ることができる。

一方、部材降伏時の曲率の評価では、熱膨張ひずみの差と昇温時のクリープの影響で、載荷に伴って解放されるひずみ量が軸圧縮力のない場合より大きくなるので、物性の温度依存性のみを考慮した従来方法（計算②）ではなく、かなりの過小評価となっている。本計算法（計算③）では比較的良好に評価できている。また、部材降伏時の曲げ剛性はひび割れ断面剛性にほぼ一致するという考え方を探れば、軸圧縮力のある試験体では、昇温時にひび割れが発生していないので、降伏時の曲率は計算①により評価できる。計算①の結果は実験値よりやや大きめの値となっているが良好に一致しており、実用的には、このような判断により降伏時の変形を評価することができる。

b) 終局耐力および終局変形

図-17 には、終局時の応力-ひずみ分布と終局耐力、終局変形の計算に用いるコンクリートの応力-ひずみ関

係を示した。既報³⁾で示したように、断面における力の釣り合いとひずみの適合条件から、終局耐力と終局変形が計算される。ここで $\epsilon_{cr,0}$ と $\epsilon_{cr,1}$ は、既報³⁾で示した最大圧縮応力時ひずみおよび終局時圧縮ひずみの評価式を用いて算定した。

計算結果は表-5 に示すとおりで、終局耐力は比較的良好に実験結果を評価している。終局変形については、全般的に計算結果が実験値よりやや大きめの評価ではあるが、良好な評価結果であると判断できる。以上から、既報³⁾で提案した最大圧縮応力時ひずみおよび終局時圧縮ひずみの評価式は、ほぼ妥当なものであると判断される。

なお、昇温時に生じたクリープひずみ（圧縮縁 $\epsilon_{cr,0}$ 、引張縁 $\epsilon_{cr,1}$ ）は、終局耐力、終局変形の計算結果にほとんど影響しないことを確認している。

6. まとめ

本論文の結論を示せば、以下の通りである。

(1) RC はり部材の変形に与える軸圧縮力の影響

① 軸圧縮力のある場合には、見かけの引張抵抗性能が向上するので、昇温時の熱膨張ひずみの差に起因するひび割れの発生は抑制される。しかし、コンクリートのク

クリープが著しく生じるので、非対称配筋のRCはり部材では曲率が大きくなる。また、軸方向の昇温に伴う膨張変形は、クリープの発生により著しく抑制される。

② 高温下で軸圧縮力がある場合のコンクリートのヤング係数は、軸圧縮力のない場合に比較して低下が小さいので、同じ温度条件では、RCはり部材の初期曲げ剛性は軸圧縮力のない場合に比較して大きい。また、鉄筋には、熱膨張ひずみの差に起因する圧縮ひずみおよびコンクリートのクリープによる圧縮ひずみが蓄積される。

③ 曲げモーメント載荷時には、熱膨張ひずみの差と昇温時のコンクリートのクリープにより鉄筋に蓄積されたひずみ(②の結論)が解放されるので、降伏時の部材曲率は、物性の温度依存性のみを考慮したひび割れ断面計算値(曲げモーメント載荷時を原点とする)よりもかなり大きくなる。

(2) クリープの影響を考慮した変形評価手法

① 物性の温度依存性、熱膨張ひずみの差を考慮し、温度と時間を考慮した単位クリープひずみの評価式を用いて、軸圧縮力が存在する状態で昇温される場合のRCはり部材の変形を評価する方法を示した。この方法は、RCはり部材の軸方向変形および曲げ変形を良好に評価できることを、実験値との比較から検証した。ただし、提案した単位クリープの評価式は、昇温速度、付与温度、継続時間など、ある条件下でのみ適用性を確認したものであるので、これらの条件が大きく異なる場合には、クリープ評価式の適用性を確認の上、本方法を使用する。

② 热膨張ひずみの差および昇温時のコンクリートのクリープの影響を考慮した、軸圧縮力のあるRCはり部材の曲げモーメント曲率の関係を評価する方法を提案した。実験値との比較から、提案方法の適用性は良好であることを検証した。

(3) コンクリートのひずみ軟化を考慮したひび割れ発生の評価

① 導入された圧縮応力度、昇温時の熱膨張ひずみの差およびクリープ変形の進行に伴う応力分布の変化を考慮して、通常の限界引張ひずみによりひび割れ発生の判定を行うと、ひび割れ発生荷重を過小評価することを実験的に確認した。これは、熱膨張ひずみの差およびクリープにより蓄積される鉄筋ひずみは自己制限的な性質を持つので、発生したひび割れ近傍のコンクリートの挙動に、引張軟化特性が発揮された結果と推定された。

② コンクリートのひずみ軟化を考慮して、RCはり部材のひび割れ断面における曲げモーメント曲率を計算する方法を提示した。この方法は、温度条件、軸圧縮力のレベルに拘わらず、RCはり部材のひび割れ発生近傍の荷重条件における変形の進行を良好に評価できることを確認した。この結果より、熱膨張ひずみの差などの自

己制限的な性質を持つ荷重要因によるひび割れの発生近傍の変形評価においては、コンクリートの引張軟化の影響を考慮することの重要性が示された。

(4) 終局耐力・終局変形能の評価

高温下におけるコンクリートの圧縮ひずみ能力、鉄筋の降伏以降の応力-ひずみ関係、鉄筋とコンクリートの熱膨張ひずみの差、および昇温時のコンクリートのクリープを考慮して、はり部材の終局耐力、終局変形を評価する方法を提示した。この方法に高温下のコンクリートの終局ひずみの温度依存性を考慮することにより、200°Cで軸圧縮力のあるRCはり部材の終局耐力、終局変形を良好に評価できることを確認した。

付録1. 温度・圧縮応力の履歴を受けた後のコンクリートのヤング係数

所定温度まで昇温する場合、圧縮応力度零のコンクリートに対する、圧縮応力を受けるコンクリートのヤング係数比(β_e)は、以下の式で評価することができる¹⁾。

$$\beta_e = -a(T)\gamma^2 + \frac{1}{2}a(T)\gamma + 1.0 \quad 0 \leq \gamma \leq 0.25 \quad (1a)$$

$$= 1.0 + \frac{1}{16}a(T) \quad 0.25 \leq \gamma \quad (1b)$$

$$a(T) = 0.034T + 1.67 \quad 80^\circ\text{C} \leq T \leq 280^\circ\text{C} \quad (2)$$

ここで、 $a(T)$ ；温度条件に依存する係数、 γ ；応力強度比($\sigma_{pc}/f_c(T)$)、 σ_{pc} ；導入圧縮応力度、 $f_c(T)$ ；温度Tにおける圧縮強度

付録2. RCはり部材の昇温時のクリープの計算方法

各状態の断面ひずみの計算は、本文中の式(1)から式(4)を用いる。図7を参照し、以下の手順により計算する。

① 1ステップ；

常温下の断面の応力状態を計算する [式(1)～式(4)]。

② nステップ ($n \geq 2$)

(a) 先ず、 t_n (時間)、 T_n (温度)において、n-1ステップの応力状態が継続していると仮定してクリープひずみを計算する [式(19)単位クリープひずみと緯応力度]。

$$\varepsilon_{cr,0,nx} = 0.90(\sqrt{M_{T-t,n}} - \sqrt{M_{T-t,n-1}})\sigma_{p,up,n-1} \quad (3a)$$

$$\varepsilon_{cr,1,nx} = 0.90(\sqrt{M_{T-t,n}} - \sqrt{M_{T-t,n-1}})\sigma_{p,bt,n-1} \quad (3b)$$

$$\varepsilon_{cr,0} = \varepsilon_{cr,0,nx} + \sum \varepsilon_{cr,0,n-1} \quad (4a)$$

$$\varepsilon_{cr,1} = \varepsilon_{cr,1,nx} + \sum \varepsilon_{cr,1,n-1} \quad (4b)$$

(b) 仮定して得られたクリープひずみを考慮して断面応力状態を算定する[式(1)～式(4)]。圧縮縁、引張縁の応力度は次のようになる。

$$\sigma_{p,up,nx} = E_{c,up}(T_n, \gamma_{up,nx})\varepsilon_{c,nx} \quad (5a)$$

$$\sigma_{p,bt,nx} = E_{c,bt}(T_n, \gamma_{bt,nx}) \epsilon_{t,nx} \quad (5b)$$

- (c) 時間 $t_{n-1} \sim t_n$, 温度 $T_{n-1} \sim T_n$ でクリープを生じさせる応力は、(a)で仮定した初期の応力と(b)で再度計算された応力の平均値がより実際に近いので、平均値として再度クリープを計算する。

$$\epsilon_{cr,0,ny} = 0.90(\sqrt{M_{T-t,n}} - \sqrt{M_{T-t,n-1}}) \frac{(\sigma_{p,up,n-1} + \sigma_{p,up,nx})}{2} \quad (6a)$$

$$\epsilon_{cr,1,ny} = 0.90(\sqrt{M_{T-t,n}} - \sqrt{M_{T-t,n-1}}) \frac{(\sigma_{p,up,n-1} + \sigma_{p,up,nx})}{2} \quad (6b)$$

$$\epsilon_{cr,1} = \epsilon_{cr,1,ny} + \sum \epsilon_{cr,1,n-1} \quad (7a)$$

$$\epsilon_{cr,0} = \epsilon_{cr,0,ny} + \sum \epsilon_{cr,0,n-1} \quad (7b)$$

- (d) (c)で得られたクリープひずみにより、もう一度断面応力状態（圧縮縁、引張縁）を計算する。

$$\sigma_{p,bt,ny} = E_{c,bt}(T_n, \gamma_{bt,ny}) \epsilon_{t,ny} \quad (8a)$$

$$\sigma_{p,up,ny} = E_{c,up}(T_n, \gamma_{up,ny}) \epsilon_{c,ny} \quad (8b)$$

- (e) 以下の操作式(9)を行い、(c)と(d)を繰り返すと、数回の繰り返しにより応力度は収束する。

$$\sigma_{p,up,nx} = \sigma_{p,up,ny} \quad (9a)$$

$$\sigma_{p,bt,nx} = \sigma_{p,bt,ny} \quad (9b)$$

- (f) 計算が収束したら、nステップ目の応力度とクリープひずみを確定する。

・nステップ目の圧縮縁、引張応力度 $\sigma_{p,bt,n}$, $\sigma_{p,bt,n}$

・nステップ目の圧縮縁、引張縁クリープひずみ $\epsilon_{0,n}$, $\epsilon_{1,n}$

③ nステップ～最終ステップ

nステップを最終ステップまで繰り返せば、昇温過程における各ステップの断面諸量を求めることができる。各ステップの添記号 x, y は、繰り返し計算の際の諸量の区別のために用いている。

ここで、 $\epsilon_{cr,0}$, $\epsilon_{cr,1}$; 当該ステップまでの圧縮縁・引張縁側のクリープひずみ、 $\epsilon_{cr,0,n}$, $\epsilon_{cr,1,n}$; n-1とnステップ間での圧縮縁・引張縁側のクリープひずみ増分、 $\sigma_{p,up,n}$, $\sigma_{p,up,n}$; nステップの圧縮縁・引張縁の圧縮応力度、 $\epsilon_{c,ny}$, $\epsilon_{t,ny}$; nステップの圧縮縁、引張縁の圧縮ひずみ

付録3. 鉄筋とコンクリートの熱膨張係数

- (1) コンクリートの熱膨張係数 $\alpha_c(T)$; 割線係数で定義

$$\alpha_c(T) = (12.4 - 0.330 \times 10^{-1}T) \times 10^{-6} / ^\circ C \quad \text{常温} \leq T \leq 207 \quad (10a)$$

$$\alpha_c(T) = (3.73 + 0.895 \times 10^{-2}T) \times 10^{-6} / ^\circ C \quad 207^\circ C < T \leq 500 \quad (10b)$$

- (2) 鉄筋の熱膨張係数 $\alpha_s(T)$; 割線係数で定義

$$\alpha_s(T) = \alpha_{s,T0} + 6.25 \times 10^{-3} (T - T_0) \quad \text{常温} \leq T \leq 500^\circ C \quad (11)$$

参考文献

- 1) 金津努：高温下におけるコンクリートおよび鉄筋の物性，土木学会論文集，No.697/V-54, pp13-24, 2002年2月。
- 2) 金津努；鉄筋とコンクリートの熱膨張係数差に起因する内部応力の評価，土木学会論文集 No.585/V-38, pp113-125, 1998年2月。
- 3) 金津努：一様高温下における鉄筋コンクリート曲げ部材の力学特性，土木学会論文集，No.725/V-58, pp29-42, 2003年2月。
- 4) 金津努, 石田博彰；高温下におけるコンクリートのクリープ，コンクリート工学年次大会論文集, Vol.16, No.1, pp621-626, 1994年。
- 5) 矢花修一, 金澤健司, 大宮幸男, 谷元元, 上林厚志; 免震構造物の耐震余裕度解析－RC耐震壁の動的破壊実験による解析コードの精度向上と免震構造物の耐震余裕度の検討－, 電力中央研究所研究報告, No.U95048, 1996年3月。
- 6) ACI Committee 318 ; Building Code Requirements for Reinforced Concrete 318-89

(2003.6.24 受付)

A STUDY ON MECHANICAL PROPERTIES OF REINFORCED CONCRETE FLEXURAL MEMBERS WITH AXIAL FORCE AT ELEVATED TEMPERATURES

Tsutomu KANAZU

Reinforced concrete structures such as a containment vessel, a support structure of the reactor, piping systems and facilities for storing high level radioactive waste in nuclear power plants are designed assuming the conditions that those structures are exposed to high temperature conditions. In the previous papers, the author elucidated the temperature dependence of the properties of concrete and reinforcement, and the influence of differential thermal expansive strain between concrete and reinforcement on the behavior of reinforced concrete tension and flexural members in order to contribute to the rationalization of the design method. In this paper the influence of high temperature conditions on the flexural behavior and strength capacities of RC members with axial force were made clear and those estimation methods were suggested.