

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

金津 努

正会員 工修 (財) 電力中央研究所 材料構造部 上席研究員 (〒270-1194 我孫子市我孫子 1646)

E-mail: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, 放射性返還廃棄物, 使用済み燃料等の高レベル廃棄物貯蔵施設などの鉄筋コンクリート構造物は, ある高温条件に定期的に曝されることを想定して設計される. 著者は, このような高温条件におかれる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を, 既報において明らかにした. 本論文は, これらの高温下の物性が, 曲げモーメントを受ける鉄筋コンクリートはり部材の変形, 耐力に与える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, beam

1. はじめに

著者は, 原子力発電所の格納容器, 原子炉冷却水配管の支持構造, 放射性返還廃棄物, 使用済み燃料等の高レベル廃棄物貯蔵施設など, 高温下に曝されることを想定して設計が行われる鉄筋コンクリート構造物の設計の合理化を目的として, 高温下における鉄筋コンクリート(以下, RC と記述)の基本特性を把握するための研究を実施している. これまでに, コンクリートや鉄筋単体の物性の高温下における特性を明らかにし¹⁾, 高温下では, コンクリートのヤング係数, クリープ性状が常温下と大きく異なること, 鉄筋については, 200℃を超えると降伏強度, 引張強度が著しく影響を受けること, また, 棒部材を対象として, 昇温に伴う鉄筋とコンクリートの膨張ひずみの差(以降, 膨張ひずみの差)に起因する内部応力が, 昇温後の引張荷重-変形関係に与える影響を明らかにした²⁾.

本論文では, 曲げモーメントを受ける大型はり部材を対象として, 高温下の鉄筋とコンクリートの物理的性質の変化および膨張ひずみの差の影響を実験的に明らかにするとともに, 既往の変形評価法を高温下に拡張する考え方を提案し, その妥当性を検証した. また, 鉄筋降伏以降のはり部材の塑性変形性状に与える鉄筋, コンクリートの高温特性の影響を明らかにし, 終局耐力および終局変形能の評価方法を提示した.

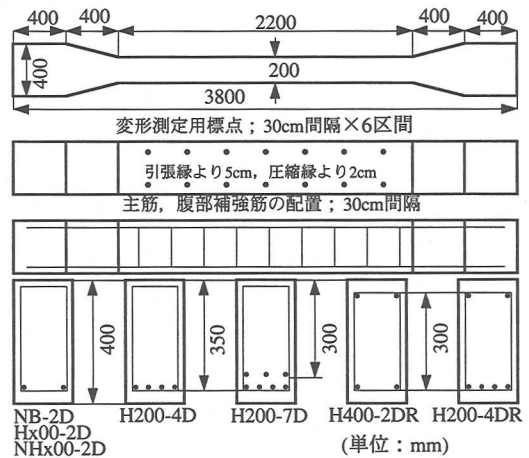


図-1 鉄筋コンクリートはり部材試験体

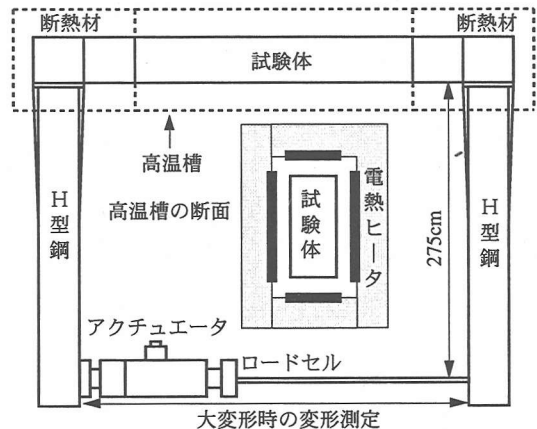


図-2 曲げモーメント荷重方法と試験体加熱方法

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)	スランブ (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 (°C)	最高 付与温度 (°C)	引張 鉄筋比 (%)	下段 鉄筋位置 d ₂ (cm)	上段 鉄筋位置 d ₁ (cm)	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	常温	常温	0.57	35	-	50.6	3.82	3.41	
2	NH200-2D	常温	197.0	0.57	35	-	44.4	3.63	3.49	温度履歴1回
3	NH500-2D	常温	477.5	0.57	35	-	43.4	2.86	3.43	温度履歴3回
4	H100-2D	101.5	101.5	0.57	35	-	44.7	3.19	3.51	
5	H200-2D	204.7	204.7	0.45	35	-	48.2	3.74	3.60	溝削り鉄筋使用
6	H300-2D	295.8	295.8	0.57	35	-	45.6	3.18	3.52	
7	H400-2D	401.3	401.3	0.57	35	-	45.0	3.45	3.45	
8	H500-2D	506.2	506.2	0.57	35	-	37.6	3.47	3.21	
9	H200-4D	207.0	207.0	1.13	35	-	48.0	3.47	3.59	
10	H200-7D	205.2	205.2	2.12	35	30	48.6	3.17	3.45	
11	H400-2DR	400.0	400.0	0.57	35	5	42.9	3.38	3.54	圧縮鉄筋 2D16
12	H200-4DR	207.0	207.0	1.13	35	5	48.3	3.22	3.62	圧縮鉄筋 2D16

2. 高温下における RC はり部材の曲げ試験概要

(1) 試験体

試験体は図-1 に示すように、全長 380cm、試験区間長 220cm、断面 20cm×40cm の RC 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(220cm)を加熱した。試験体温度を試験区間で均一にできるように、試験体各表面の軸方向に 3 個、計 12 個の面状ヒータを高温槽内面に設置し、個々のヒータを独立に制御できる方式を採用した。

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载荷した。試験区間には等曲げモーメントと若干の軸力(これは小さいので、以下の検討では無視している)が作用することになる。载荷試験は、所定温度に到達した約 2 日後に実施した。

変形は、図-1 に示すように、試験体の圧縮縁側(縁から 3cm)と引張縁側(縁から 5cm)に 30cm 間隔で標点を設置し、この間の変形を高温槽外部で計測できる治具を作製し、差動トランス型変位計を用いて測定した。圧縮、引張、それぞれ 6 標点区間の測定値をひずみに換算し、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、図-2 に示すように、鋼製アームの先端部間の変形量を測定し、これを試験体の曲率に換算した。

試験体の温度は、試験体内部に埋め込んだ C-C 熱電対により測定した。これらの測定値を平均して試験体の

温度とした。载荷モーメントは、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アーム先端部の引張荷重から換算した。

昇温速度は 10°C/hr. 以下であり、手で断続的に昇温したため、500°C の条件では昇温に約 1 週間を要した。

(3) 試験条件

主な試験パラメータは、賦与温度、鉄筋比とした。試験体の一覧は表-2 に示す通りである。なお、使用した鉄筋は、SD345 規格の D16 鉄筋で、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. 高温下の RC はり部材の変形状

(1) 無拘束状態のはり部材の熱膨張性状

図-3、図-4 は、RC はり部材の温度上昇に伴う軸方向の膨張変形および曲率変形を示している。また同時に、軸方向の膨張変形図には、コンクリートと鉄筋それぞれ単体の昇温に伴う膨張ひずみを、曲率変形図には、全断面とひび割れ断面の曲率変形の計算値も併せて示した。

はり部材の軸方向の膨張特性は、温度上昇量が 100°C 程度までは、ほぼコンクリートや鉄筋単体と同じように膨張する。100°C を越える付近から、軸方向変形は鉄筋単体の膨張曲線から離れ、コンクリート単体の膨張変形に近い挙動を示す。これは、はり部材の軸方向変形が、断面積の大きなコンクリートの影響を大きく受けるためである。温度上昇量が 100°C を越える付近から、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の差に起因する内部応力により、コンクリートに微細なひび割れが発生し始めていると考えられる。2D 試験体では、250°C を越える付近からはり

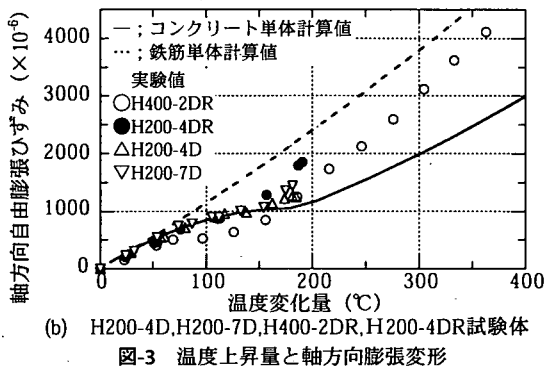
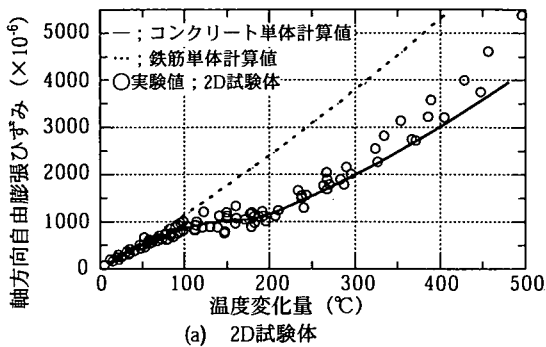


図-3 温度上昇量と軸方向膨張変形

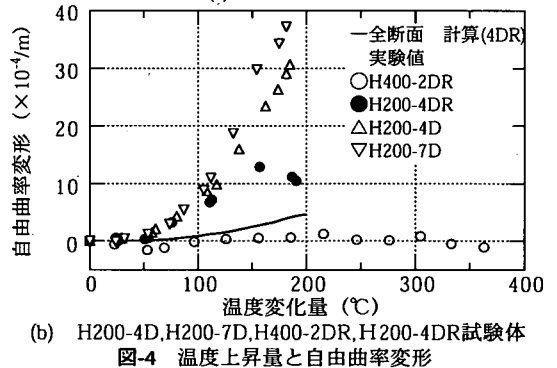
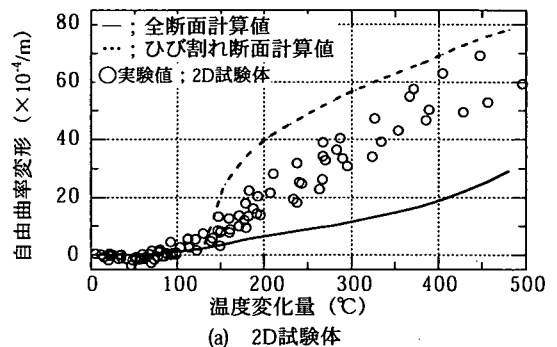


図-4 温度上昇量と自由曲率変形

部材の軸方向変形はコンクリート単体の膨張量より大きくなり、それぞれの単体膨張量の中間の膨張性状を示す。鉄筋の影響が顕著に現れるためである。H200-4D、H200-7D も、同じ様な変形性状を示す。H400-2DR、H200-4DR 試験体は複鉄筋配筋であるため、それぞれ 2D 試験体、H200-4D に比較すると軸方向変形量はやや大きい。

一方、曲率変形については、単鉄筋配筋である 2D 試験体では、温度上昇量 120℃付近から温度上昇とともに全断面の計算値から離れ始め、ひび割れ断面を仮定した計算値に近づいていく。これは、膨張ひずみの差に起因して発生した微細なひび割れが原因と考えられる。しかし、H400-2DR では断面内に対称に配筋（図-1 参照）しているため、温度上昇に伴い軸方向の膨張変形は示すが曲率変形は生じない。

また、H200-4DR は、複鉄筋であるが上下段で鉄筋量が異なるため、ひび割れが発生するまでは温度上昇とともに曲率変形が増加する。単鉄筋配筋の H200-4D、H200-7D の曲率変形がひび割れ発生後も温度上昇とともに単調に増加するのに対して、H200-4DR では、150℃を越える温度から曲率変形が小さくなる傾向を示す。H200-4DR では、膨張ひずみの差に起因する内部応力に関して、全断面の中立軸位置が計算上断面外にある。コンクリート部分は全断面引張で抵抗し、ひび割れが発生する場合には断面を貫通することになり、ひび割れ断面は曲率変形が零、その他の部分は全断面の状態になり全体として全断面の変形（図中実線）に近づく。したがって、はり部材としての平均的な曲率変形は、ひび割れ発

生後は温度上昇とともに小さくなるものと考えられる。

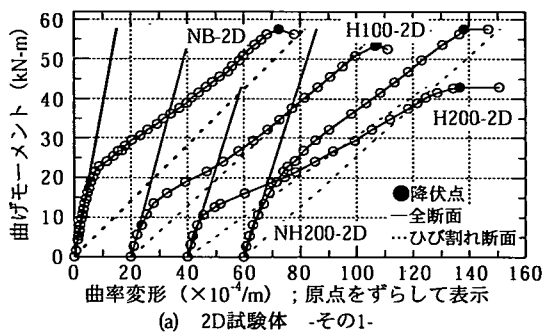
ひび割れ発生時にひび割れが断面を貫通するかどうかは、理論的には全断面の中立軸位置（後述）が断面内にあるか否かで判断ができる。

(2) はり部材の曲げ変形性状

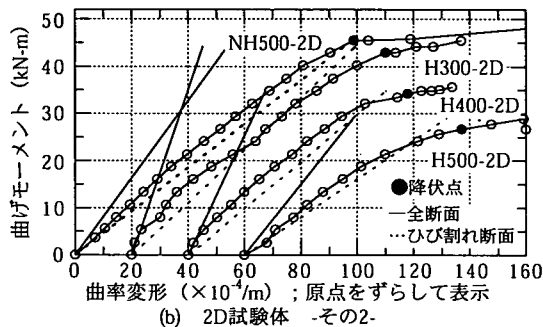
図-5 には、各温度条件でのはり部材の曲げモーメントと曲率の関係（以降、 $M-\phi$ 関係）を示した。また同時に、コンクリートと鉄筋の弾性係数の温度依存性のみを考慮した全断面とひび割れ断面における計算値も示した。高温下の特徴として、次のような $M-\phi$ 関係が観察される。

- ① はり部材の初期曲げ剛性が常温下と比較してかなり小さいこと
- ② 温度条件が高くなるにしたがってひび割れの発生が不明確になること
- ③ はり部材の鉄筋降伏時の曲率変形がひび割れ断面計算値（熱膨張係数の温度依存性を無視した場合）よりも大きくなること

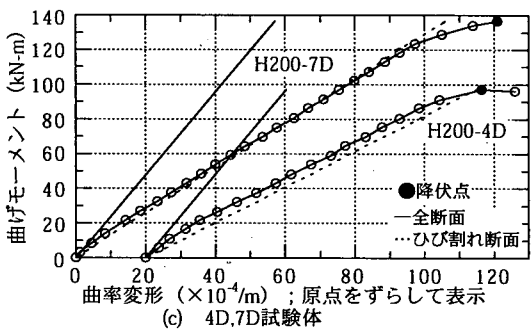
これらの変形特性は以下のように説明できる。①は、昇温に伴ってコンクリートのヤング係数が大きく低下するためである。②は、温度条件が 200℃を越える場合には、曲げモーメント載荷前に既にひび割れが発生しているためで、③は、膨張ひずみの差に起因して蓄積された内部ひずみ（鉄筋の圧縮ひずみ）が曲げモーメントの増加とともに解放されるため、曲げモーメントによる曲率変形に解放分が加算されるためである。



(a) 2D試験体 -その1-



(b) 2D試験体 -その2-



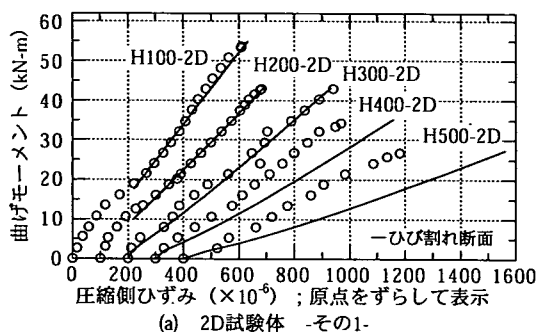
(c) 4D,7D試験体

図-5 曲げモーメントと曲率変形の関係

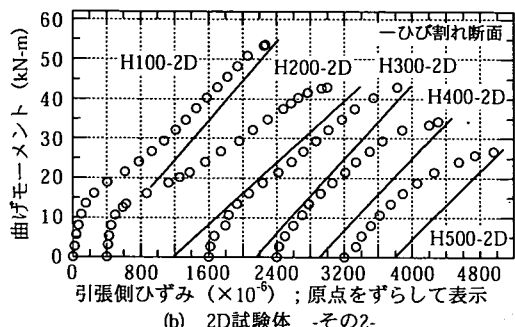
③の変形特性は、H200-2D と NH200-2D の M- ϕ 関係を比較することにより、より明確に理解できる。H200-2D は 200℃で、NH200-2D は 200℃まで昇温した後降温し、常温で載荷試験を行ったものである。両試験体では、コンクリートのヤング係数は殆ど差がないと考えられ、また、曲げモーメント載荷前に既に微細なひび割れが発生している。異なるのは、膨張ひずみ差に起因する内部ひずみの有無、および H200-2D の方がやや鉄筋比が小さいことである。後者の要因は、図中にひび割れ断面計算値を示しているので、ここでの検討では無視してよい。

NH200-2D は、常温下の場合 (NB-2D) に比較すれば全般的にひび割れ後の曲げ剛性は小さいものの、H200-2D と比較するとかなり高い。図に現れている曲げ剛性の差は、H200-2D では、膨張ひずみの差に起因して蓄積された内部ひずみが、曲げモーメントの増加に伴って解放されていることを示すものである。

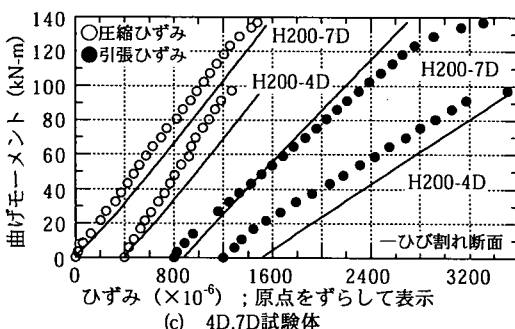
この蓄積ひずみの曲げモーメントの増加に伴う解放は、



(a) 2D試験体 -その1-



(b) 2D試験体 -その2-



(c) 4D,7D試験体

図-6 曲げモーメントと圧縮側/引張側ひずみの関係

高温下の各試験体で観察される。また、その解放量については、温度条件や鉄筋比により異なっている。図-5 に示す全試験体の M- ϕ 関係から、蓄積ひずみの解放を定性的には次のように理解することができる。温度条件が高いほど膨張ひずみの差は大きくなるが、昇温中にひび割れが多く発生し、また、鉄筋とコンクリート間の付着性能も低下する。したがって、温度条件が比較的高い場合には昇温中の蓄積ひずみ量は小さく、荷重にともなう解放量も小さい。温度条件が低い場合には、膨張ひずみの差が小さいので蓄積ひずみ量も小さく、したがって、解放量も少ない。このため、蓄積ひずみ量が多くなるのは、適当な高温条件ということになる。

鉄筋比に関しては、大きいほど低い温度条件でひび割れが発生し、また、発生するひび割れの量も多い。したがって、図-5(c)に示すように、鉄筋比が大きいほど昇温中の蓄積ひずみ量は小さく、荷重にともなう解放量も小さい。蓄積ひずみ量が大きくなる条件は高温に加えて

鉄筋比にも依存することになる。

以上から、蓄積ひずみが多いのは、100℃～300℃の温度条件で、鉄筋比が比較的小さい場合（H100-2D, H200-2D, H300-2D）となる。200℃でも鉄筋比が多い場合（H200-7D）には、昇温時に多くのひび割れが発生し、蓄積ひずみは曲げモーメント載荷前に解放されている。したがって、M-φ関係は、載荷開始からひび割れ断面計算値（熱膨張係数の差を無視）にほぼ一致している。

ここで、コンクリートの圧縮ひずみ、鉄筋位置引張りひずみの挙動を検討するために、弾性範囲内でのそれぞれの測定値を図-6に示した。図中の実線は、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の相違を考慮したひび割れ断面の計算値(4.(1).b)参照)である。これらの図から、圧縮側コンクリートひずみはひび割れ断面計算値に等しいか小さく、載荷中にクリープしている兆候は認められないこと、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の差を考慮して計算すれば、引張りひずみの測定値はひび割れ断面計算値よりは小さく、常温下と同様の引張り側コンクリートの変形抵抗性状が現れること等が観察された。つまり、本実験のような短期載荷の場合には、高温下であってもクリープを無視できること、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の差が変形性状に大きく影響することが分かる。

4. 膨張ひずみの差と曲げモーメントを考慮した変形評価手法

(1) はり部材の基本断面のひずみの算定

まず基本となる全断面とひび割れ断面における応力・ひずみを算定する式を以下に示す。ここでは、3章の結果に基づき、常温下と同様に平面保持を仮定した。

a) 全断面

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を図-7(a)に示す。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、曲率変形等を以下のように表わすことができる。ここでは、曲げモーメントを与えた場合を考え、クリープは無視した。

式(1)において、外力の項 (R_2) を零とすれば、温度のみ負荷される時の中立軸位置が得られる。

$$x_n = \frac{2(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T(\beta_1 + \beta_2)h^3 - 3\{(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2) + 3(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T(\beta_1 + \beta_2)h^2 - 6(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2) + R_2\}h^2 + 6\{(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T\beta_1\beta_2(d_1 - d_2)^2 - 6R_2(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)\}}{R_2}h - 6R_2(\beta_1 + \beta_2) \quad (1)$$

$$\epsilon_c = \frac{2(\alpha_s - \alpha_c)\Delta T(\beta_1 + \beta_2)x_n}{h(h - 2x_n) - 2(\beta_1 + \beta_2)x_n + 2(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2)} \quad (2)$$

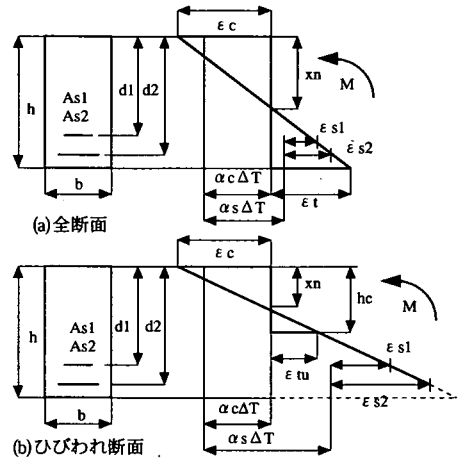


図-7 断面のひずみ分布

$$\epsilon_t = \frac{h - x_n}{x_n} \epsilon_c \quad (3) \quad \epsilon_{s2} = \frac{(d_2 - x_n)}{x_n} \epsilon_c - (\alpha_s - \alpha_c)\Delta T \quad (4)$$

$$\epsilon_{l,g} = \alpha_c \Delta T - \epsilon_c + (\epsilon_c + \epsilon_t) \frac{x_g}{h} \quad (5) \quad \phi_g = \frac{(\epsilon_c + \epsilon_t)}{h} \quad (6)$$

ここで、 $\beta_1 = np_1 d_1$ $\beta_2 = np_2 d_2$ $R_2 = \frac{M_{ex}}{bE_c}$

b ; はりの幅, h ; はりの高さ, d_i ; i 段目の鉄筋のはり圧縮線からの距離, A_{s_i} ; i 段目の鉄筋量, α_c ; コンクリートの熱膨張係数, α_s ; 鉄筋の熱膨張係数, ΔT ; 温度上昇量, ϵ_c ; はり部材圧縮線コンクリートの応力関与ひずみ (>0: 圧縮), ϵ_t ; はり部材引張り線コンクリートの応力関与ひずみ (>0: 引張), ϵ_{s_i} ; i 段目の鉄筋の応力関与ひずみ (>0: 引張), E_c ; 各温度でのコンクリートのヤング係数, E_s ; 各温度での鉄筋のヤング係数, x_n ; 圧縮線から中立軸までの距離, p_i ; i 段目の鉄筋比 (A_{s_i}/bd), n ; ヤング係数比 (E_s/E_c), x_g ; 圧縮線から図心軸までの距離, $\epsilon_{l,g}$; はり部材の軸方向変形 (図心軸を軸方向変形を考慮する軸位置とした), ϕ_g ; はり部材の曲率変形, M_{ex} ; 曲げモーメント

b) ひび割れ断面

同じように二段配筋された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を図-7(b)に示す。以下に示す力のつりあい条件式(7), (8)およびひずみの適合条件式(9)~(11)を連立させて解き、中立軸位置、各種ひずみ、抵抗モーメント等を算出する。この連立方程式では、 h_c , x_n について陽な形式の解が得られないので、数値解析的に解くことになる。

$$\frac{1}{2}x_n b E_c \epsilon_c - \frac{1}{2}(h_c - x_n) b E_c \epsilon_{tu} - A_{s1} E_s \epsilon_{s1} - A_{s2} E_s \epsilon_{s2} = 0 \quad (7)$$

$$\frac{1}{3}x_n^2 b E_c \epsilon_c - \frac{1}{3}(h_c - x_n)^2 b E_c \epsilon_{tu} - A_{s1} E_s \epsilon_{s1} (d_1 - x_n) - A_{s2} E_s \epsilon_{s2} (d_2 - x_n) = M_{ex} \quad (8)$$

$$\varepsilon_c = \frac{x_n}{h_c - x_n} \varepsilon_{tu} \quad (9) \quad \varepsilon_{s2} = \frac{d_2 - x_n}{h_c - x_n} \varepsilon_{tu} - (\alpha_s - \alpha_c) \Delta T \quad (10)$$

$$\varepsilon_{s1} = \frac{d_1 - x_n}{h_c - x_n} \varepsilon_{tu} - (\alpha_s - \alpha_c) \Delta T \quad (11)$$

$$x_n = \frac{h_c^2 \varepsilon_{tu} 2(\beta_1 d_1 + \beta_2 d_2) \varepsilon_{tu} - 2h_c(\beta_1 + \beta_2)(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T}{2[h_c \varepsilon_{tu} + (\beta_1 + \beta_2)(\varepsilon_{tu} - (\alpha_s - \alpha_c) \Delta T)]} \quad (12)$$

$$\varepsilon_{l,cr} = \alpha_c \Delta T + (\alpha_s - \alpha_c) \Delta T + \varepsilon_{s2} \frac{x_g - x_n}{d_2 - x_n} \quad (13)$$

$$\phi_{cr} = \frac{\varepsilon_c + \varepsilon_{tu}}{h_c} \quad (14)$$

ここで、 ε_u コンクリートの限界引張ひずみ、 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、 $\varepsilon_{l,cr}$ ；はり部材の軸方向変形（図心軸を軸方向変形を考慮する軸位置とした）、 ϕ_{cr} ；はり部材の曲率変形

以上より、高温下の RC はり部材の全断面およびひび割れ断面における応力、ひずみの計算ができる。ここでは、乾燥収縮を考慮していないが、考慮する場合には、膨張ひずみの差に乾燥収縮ひずみを加算すればよい。

(2) ACI の平均剛性の概念に基づく変形評価手法

a) 昇温時の自由変形

RC はり部材に曲げモーメントが作用する場合、ひび割れ発生後の M - ϕ 関係の評価方法として、平均曲げ剛性を用いる方法 (ACI の方法³⁾) がある。

$$E_c I_{eff} = E_c I_g \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^3 + E_c I_{cr} \left(1 - \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^3 \right) \quad (15)$$

ここで、 E_c ；コンクリートのヤング係数、 I_g 、 I_{cr} ；全断面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 ；載荷曲げモーメント

この方法は、ひび割れ発生以降の曲げ剛性は、作用モーメントの大きさに依存して、全断面剛性からひび割れ断面剛性に漸近するという実験的事実に基づき、提案されたものである。

鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の差に起因する内部ひずみは、通常の外力と同じように RC 部材の変形やひび割れに影響することを既報²⁾に示した。したがって、ACI の方法による変形評価の考え方は、昇温時にも適用が可能と考えられる。曲げモーメントの代わりに変形を生じさせる要因として膨張ひずみの差； $(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T$ を考慮し、ACI 式と同形の式を昇温時の自由変形を評価する式として以下のように導いた。

$$K_{eff} = K_g \eta^{m+4} + K_{cr} (1 - \eta^m) \quad (16a)$$

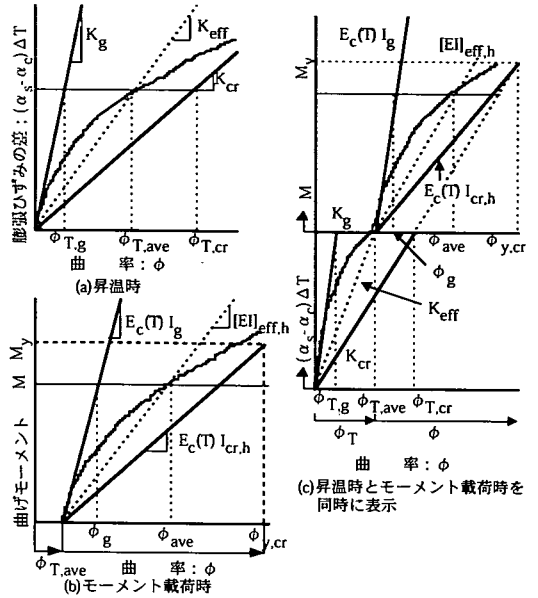


図8 ACIの方法に基づく $(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T - \phi_T$ および $M - \phi$ の評価

$$\eta = \frac{(\alpha_{s,cr} - \alpha_{c,cr}) \Delta T_{cr}}{(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T} \quad (16b)$$

ここで、曲げ剛性 $[EI]$ に相当する係数 $[K]$ を定義した (図-8(a)参照)。係数 $[K; K_g, K_{cr}, K_{eff}]$ を基本断面の諸量に置き換えると、以下ようになる。

$$\phi_{T,ave} = \frac{\phi_{T,g} \phi_{T,cr}}{\phi_{T,cr} \eta^m + \phi_{T,g} (1 - \eta^m)} \quad (17)$$

ある高温条件を想定したとき、式(17)が膨張ひずみ差に起因して生じる変形であり、 $\phi_{T,cr}$ と $\phi_{T,ave}$ の差が、載荷に伴って解放される潜在的な曲率変形と考えることができる。この潜在的な曲率変形は、3章に記述した蓄積圧縮ひずみの解放により引き起こされる変形と同じものを表している。

また、軸方向の変形も曲率変形と同様に考えることができる。この場合、ひずみ勾配があるので軸方向の変形を考える軸位置は、便宜上、全断面の図心軸とし(式(5)、(13)参照)、後述の実験値もこの位置で整理している。

$$\varepsilon_{lT,ave} = \alpha_c \Delta T + \frac{(\varepsilon_{lT,g} - \alpha_c \Delta T)(\varepsilon_{lT,cr} - \alpha_c \Delta T)}{(\varepsilon_{lT,cr} - \alpha_c \Delta T) \eta^m + (\varepsilon_{lT,g} - \alpha_c \Delta T)(1 - \eta^m)} \quad (18)$$

以上は、鉄筋が非対称に配置されている場合で、昇温とともにはり部材には曲率変形が生じる。一方、鉄筋が

対称に配置されている場合には、昇温時には軸方向の変形のみが生じ、曲率変形は生じない。この場合の軸方向変形は同様の考え方をい、以下の評価式となる。

$$\varepsilon_{IT,ave} = \alpha_c \Delta T + \frac{(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T \varepsilon_f}{(\alpha_s - \alpha_c) \Delta T \eta m + \varepsilon_f (1 - \eta m)} \quad (19)$$

ここで、 α_{cr} , α_{sr} ；ひび割れ発生時温度でのコンクリート、鉄筋の熱膨張係数、 ΔT_{cr} ；ひび割れ発生時の温度上昇量、 $\phi_{T,ave}$, $\varepsilon_{IT,ave}$ ；昇温に伴うはり部材の平均的な曲率変形および軸方向膨張変形量、 ϕ_{Tg} , ϕ_{Tcr} ；外力項を零として導かれた式(6)および式(14)、 ε_{pg} , ε_{pr} ；外力項を零として導かれた式(5)および式(13)、 ε_f ；全断面を仮定して計算されるコンクリートの引張ひずみ、 m ；実験的に定まる定数（鉄筋が断面内で非対称の場合：2、対称配筋の場合：3）

m の値は後述するように、実験値と比較した結果に基づく判断によるものである。しかし、はり部材の変形を生じさせる荷重要因である膨張ひずみ差と曲げモーメントの性質の違いから、以下の考察ができる。昇温時にひび割れを発生させる膨張ひずみ差（乾燥収縮ひずみを含む）は自己制限的な荷重であるため、曲げモーメントによるひび割れに比較して、ひび割れの発生・進展時のエネルギーの解放が少なく、変形が進みにくい。このため、曲げモーメント載荷時の変形評価式に比較して、昇温時の評価式の m の値を小さくするのが妥当である。ただし、式(19)で評価される軸方向変形の場合には、断面を貫通するひび割れであり、 m を大きくして曲げひび割れと区別する方が結果を良好に評価できる。

b) 曲げモーメント載荷時の曲率変形

① 平均剛性評価式

曲げモーメントが載荷される場合にも、ACI の方法を高温下へ拡張することができる。この場合に考慮することは、①鉄筋とコンクリート間の膨張ひずみ差の影響 ②曲げモーメントを載荷する前に昇温に起因して発生している応力、場合によってはひび割れの影響等である。①は膨張ひずみの差に起因して発生する鉄筋の圧縮ひずみの内、昇温時にひび割れの発生によって解放されなかったひずみをいう。

図-8(b)は、RC はり部材の $M-\phi$ 関係において、曲げモーメントの載荷により解放されるひずみにより生じる曲率変形を考慮する方法を示したものである。すなわち、物性の温度依存性および膨張ひずみの差を考慮して計算される部材降伏時のひび割れ断面の曲率変形から、昇温時に生じた曲率変形を差し引いて、残りの曲率変形に対して割線剛性を定義し、これを高温下のひび割れ断面剛性 ($E_c(T) \cdot I_{cr}$) と考えるものである。これは、昇温時にひび割れが発生し、その時点から蓄積ひずみの解放が生

じているため、4.(2).a)で記述したように、 ϕ_{Tcr} と $\phi_{T,ave}$ の差が、載荷に伴って解放される変形量であると考えているためである（図-8(c)参照）。

また、載荷前に発生している応力あるいはひび割れについては、そのときの温度条件で等価なモーメント (M_0) として評価することとする。

以上の考え方をいると、高温下の RC はり部材の平均曲げ剛性は次式で与えられる。

$$[EI]_{eff,h} = E_c(T) I_g \left(\frac{M_{cr}}{M + M_0} \right)^3 + E_c(T) I_{cr,h} \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M + M_0} \right)^3 \right\} \quad (20)$$

ここで、 $[EI]_{eff,h}$ ；高温下のはり部材の平均曲げ剛性、 $E_c(T) \cdot I_g$ ；物性の温度依存性のみを考慮した全断面の曲げ剛性、 $E_c(T) \cdot I_{cr,h}$ ；物性の温度依存性および膨張ひずみの差を考慮して計算した部材降伏時のひび割れ断面の曲率変形から、昇温時に生じた曲率変形を差し引き、残る曲率変形と降伏モーメントから計算した割線曲げ剛性、 M_{cr} ；昇温時に初ひび割れが発生した時の温度条件でのひび割れ発生モーメント（従来の方法で計算されるもの）、 M_0 ；載荷前の内部応力の影響を考慮するために導入したもので、式(21)で求められる換算モーメント、 ϕ_y ；はり部材の降伏時の曲率変形の計算値 ($M_y / (E_c(T) \cdot I_y)$) - 昇温時の曲率変形)

② M_0 の評価

昇温により載荷前にすでにコンクリートに引張応力あるいはひび割れが発生しているため、この引張応力分あるいはひび割れを発生させた引張応力をモーメントに換算して評価する。評価式は以下の通りである。

$$M_0 = M_{cr} - M_{T,cr} \quad \text{常温} \leq T < T_{cr} \quad (21a)$$

$$M_0 = M_{cr} - T_{cr} \leq T \quad \{T = T_{cr} \text{ の時 } M_{T,cr} = 0\} \quad (21b)$$

$$M_{cr} = \frac{E_c(T) I_g \varepsilon_{tu}}{y} \quad (22)$$

ここで、 M_{cr} ；慣用の方法で計算されるひび割れ発生モーメント、 ε_{tu} ；コンクリートの限界引張ひずみ、 y ；ひび割れ発生時の温度条件で全断面を想定した場合の引張縁から中立軸位置までの距離（膨張ひずみの差を考慮しない）、 $M_{T,cr}$ ；式(3)で ε_f が ε_{tu} となる時の M_{cr} （ひび割れ発生モーメント、膨張ひずみの差を考慮する）、 T_{cr} ；ひび割れ発生時の温度 ($M_{T,cr}$ に対応する温度)、 T ；考慮時点の温度

ひび割れの発生は、次のように判定する。昇温過程でひび割れが発生する場合、曲げモーメント載荷によりひび割れが発生する場合ともに、式(3)で計算される引張り

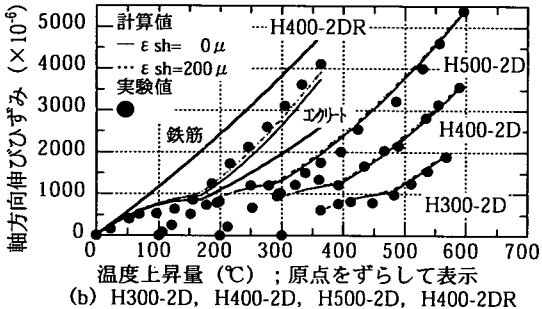
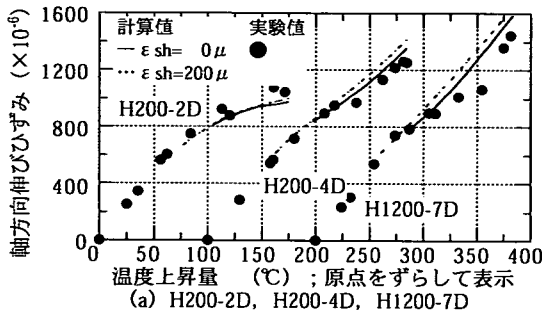


図-9 昇温時の軸方向変形に関する実験値と計算値の比較

縁ひずみが、当該試験体のコンクリートの限界引張ひずみを超えたときとする。限界引張りひずみは、昇温過程には 100×10^6 、曲げモーメント載荷時には、当該コンクリートの引張強度をヤング係数で除した値とした。

(3) 変形評価手法の適用性

a) 昇温時の変形

断面内で非対称配筋された単鉄筋はり部材の、昇温時の変形 (①軸方向伸び変形 ②曲率変形) 評価への提案式の適用性を検討する。以下の計算では、昇温前までに生じた乾燥収縮ひずみ ($\epsilon_{sh} = 200 \times 10^6$) を考慮した計算結果も示した。なお、ここで使用するコンクリートおよび鉄筋の物性の温度依存性は、付録に示す。

① 軸方向伸び変形

図-9には、はり部材の図心位置の軸方向伸びひずみに関して実験値と計算値{式(18)}を比較して示した。式(18)の η のべき乗数 (m) について、非対称配筋の場合には $m=2$ としている。

各温度、鉄筋比の条件で実験値と計算値はよく一致しており、評価式の適用性が確認された。また、乾燥収縮を考慮すると、早い昇温段階でひび割れが発生するので軸方向変形が大きくなる傾向にあるが、全体としての伸び変形にはあまり影響しないことが分かる。

図-9(b)には、対称配筋されたRCはり部材(H400-2DR)の軸方向変形ひずみの実測値と計算値{式(19)}の比較を示した。全断面とひび割れ断面のひずみを用いることは基本的に同じであるが、断面にひずみ勾配がないので式(18)とはやや異なった評価式となっている。この評価式では、対称配筋であることから $m=3$ を採用している。

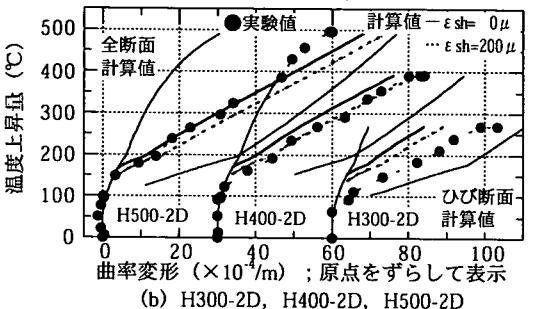
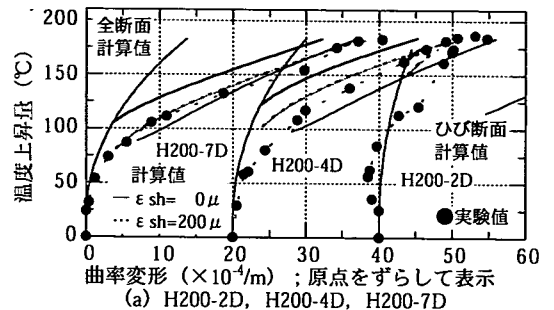


図-10 曲率変形と温度上昇量の関係

評価結果は非常に良好で、評価式の適用性が確認された。

以上から、昇温時のはり部材の軸方向膨張変形の評価において、提案式に含まれるべき乗数は、部材の配筋が対称の場合と非対称の場合で異なった次数を用いるのが適当であることが確認された。

② 曲率変形

図-10には、単鉄筋はり部材の昇温時の曲率変形の式(17)による計算結果を示した。この場合も $m=2$ としており、軸方向膨張変形の評価式の場合と m の次数は一致している。

計算結果は実測値を全般的に良好に評価しており、評価式の適用性が確認された。ただし、H300-2D はひび割れ発生が早く、計算値は実験値をかなり小さめに評価している。他の試験体と異なり、ひび割れの入りやすい状況があったものと考えられる。

b) 曲げモーメント載荷時の変形

① 単鉄筋配筋

図-11(a)(b)(c)には、式(20)により計算した $M-\phi$ 関係を実測値と比較して示した。曲率変形は、昇温時の変形と連続性を保持するように図化(図-8(c)参照)している。したがって、曲げモーメント零の曲率変形の計算値と実測値は必ずしも一致していない。式中のべき乗数は、曲げモーメントの載荷による変形であるので $m=3$ としている。

全般的には、提案式は実測値を良好に評価できていることが判る。詳細に見ると、H500-2D では曲率変形をやや過大に評価しており、また、H300-2D および H400-2D についても、原点(モーメント零)の曲率変形が計算値と相違する。しかし、降伏時の曲率変形を見ると、

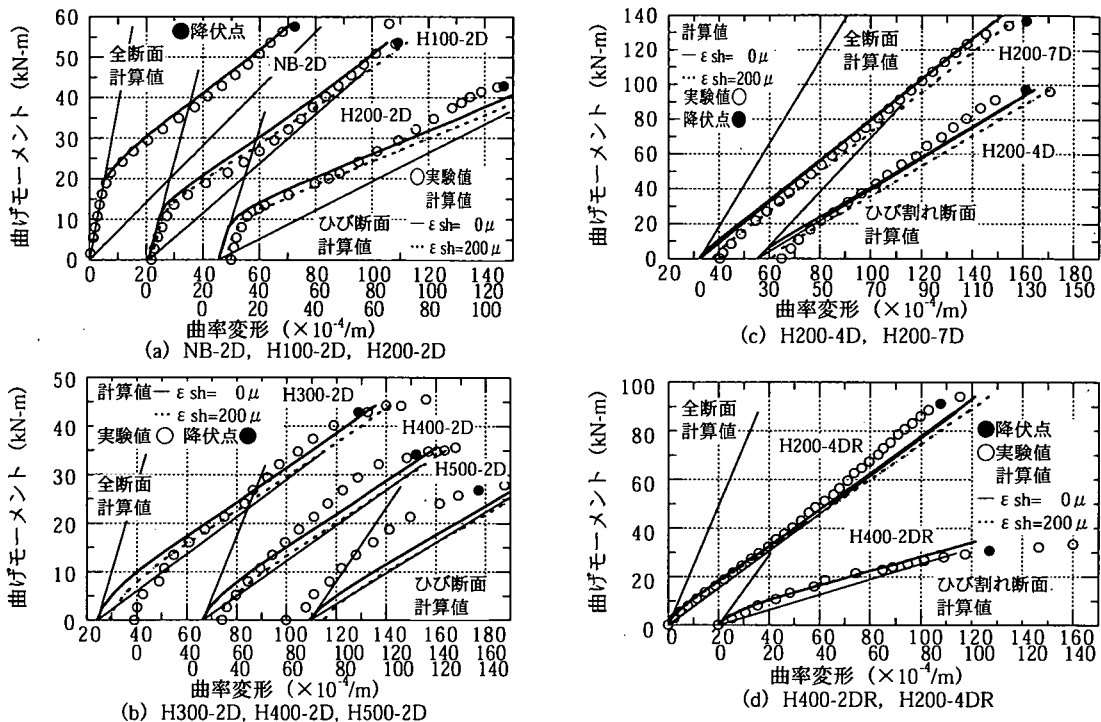


図-11 曲げモーメントと曲率変形の関係

計算値と実測値は良好に一致している。昇温時からの総変形としてみれば、評価結果は良好である。

提案式は、ひび割れ断面の剛性評価に特徴がある。すなわち、昇温時に、鉄筋とコンクリートの膨張ひずみの差に起因してひび割れ間に蓄積された圧縮鉄筋ひずみが、载荷とともに開放されて曲率変形に寄与するものと考え、ひび割れ断面剛性の評価式に取り入れている点である(4.(2).b)参照；载荷に伴って解放される変形量として、剛性評価に $\phi_{T,cr}$ と $\phi_{T,ave}$ の差を考慮)。200℃程度の温度条件で比較的鉄筋比の小さい場合には、このような载荷とともに開放されるひずみの影響を考慮することが必要である。しかし、300℃を越える温度条件、あるいは200℃程度でも比較的鉄筋比の大きい条件のほり部材の変形の評価では、昇温時にこのようなひずみのかかなりの部分は解放されるため、実質的には物性の温度依存性のみを考慮したひび割れ断面剛性を、载荷時の剛性として採用してもよい。

② 複鉄筋配筋

図-11(d)には、昇温時にひび割れが断面を貫通したH400-2DR, H200-4DRのM- ϕ 関係を示した。これらの試験体では、昇温時にひび割れが断面を貫通しているの、载荷開始時の曲率変形は零とした。

H200-4DRの場合には鉄筋が非対称配筋であるので、厳密には曲率変形は零ではないが零に近い。本論文では、検討要因としてこのような配筋の試験体を考慮しなかったの、昇温時の変形評価(昇温途中まで曲率変形が増

加し、ひび割れが貫通すると曲率変形が減少する；図-4(b)参照)はできない。しかし、M- ϕ 関係の評価では、本節b).①と同様な評価が可能と考えられる。すなわち、膨張ひずみの差と物性の温度依存性を考慮して、部材降伏時の曲率変形を求め、この曲率変形と降伏曲げモーメントから求める割線剛性をひび割れ断面の剛性とし、式(20)を適用する方法である。貫通したひび割れがその後の曲げ変形に与える影響を、どのように評価式に取り込むかが重要なポイントとなる。ここでは、ひび割れ断面における膨張ひずみの差を考慮して降伏曲げモーメントを計算することとし、最も大きく変形に寄与する条件を設定することとした。

一例ではあるが、H400-2DRの計算値と実測値は良好に一致しており、上述の考え方が妥当であることが確認された。H200-4DRについては、かなり鉄筋比が多いので、膨張ひずみの差と乾燥収縮に起因する内部応力分は昇温時に解放され、曲げモーメント载荷時には、温度依存性のみを考慮したひび割れ断面に一致している。この点に関しても、鉄筋比の多い場合の検討結果として、既に記述した事柄と一致している。

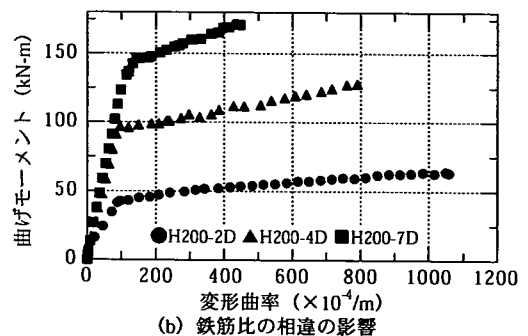
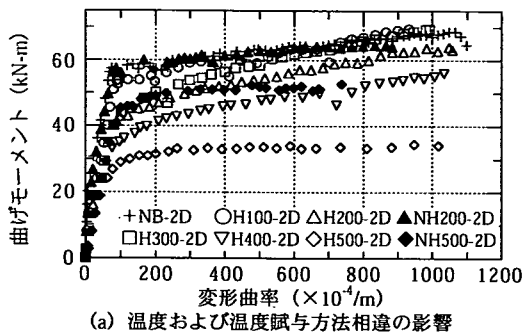


図-12 高温下のRCはり部材の塑性変形性状

5. 塑性領域における耐力および変形特性

(1) 塑性変形性状

a) はり部材の降伏耐力

図-12(a)には、温度条件の異なるはり部材の終局時点までの $M-\phi$ 関係を示した(白抜き記号)。はり部材の降伏耐力は、温度条件が高くなるにしたがって鉄筋の降伏点が低下するため、小さくなっている。H200-2Dは、やや鉄筋比が小さいため、降伏耐力にはその影響が出ている。また、300℃以上では、鉄筋の応力-ひずみ曲線において、明確な降伏棚が現れなくなるため、RCはり部材の降伏点も不明瞭となる。

図-12(a)には、温度賦与と条件の相違する試験体の $M-\phi$ 関係をも示した(黒抜き記号)。同じ温度条件を与えた試験体でも、高温下で試験した場合と昇・降温履歴を与えた後常温下で試験した場合の相違が現れている。NB-2D, NH200-2D, NH500-2Dを比較する。これらは、鉄筋の降伏点は等しいが、賦与した温度条件に対応してコンクリートのヤング係数が異なっている。NH200-2Dの降伏耐力はNB-2Dの降伏耐力とほぼ同じで、NH500-2DではNB-2Dよりかなり小さい。

一般的に、降伏耐力に与えるヤング係数の影響は小さい。ヤング係数比の大きい(賦与温度が高い)試験体では中立軸位置が深くなり、抵抗モーメントのアーム長が小さくなる分だけ、温度条件の高い方が降伏耐力が小さくなる。理論的には、NB-2D試験体に比較してNH200-2D, NH500-2Dでは、降伏モーメントがそれぞれ2%および8%程度小さくなる。

H200-2DとNH200-2D, H500-2DとNH500-2Dを比較する。それぞれの2体においてコンクリートのヤング係数はあまり変わらないが、高温下では鉄筋の降伏点が小さくなるので、これに対応して降伏耐力も常温下より低下する。鉄筋の降伏点は200℃で常温下の92%、500℃で57%であり¹⁾、はり部材の降伏耐力の低下も鉄筋の降伏点の低下に対応している。

図-12(b)には、鉄筋比の異なるH200-2D, H200-4D,

H200-7Dの $M-\phi$ 関係を示した。この場合は賦与した温度条件が同じであるので、コンクリートと鉄筋のヤング係数、鉄筋の降伏点が試験体間で差がなく、鉄筋量に対応した降伏耐力となっている。

b) 塑性変形性状(終局耐力, 終局変形)

実験では、H200-2D, H300-2D, H400-2D, H500-2DおよびH400-2DRの各試験体で明確な破壊が確認できなかったため、常温に戻した後に载荷を行い、終局時点を確認した(表-2参照)。H400-2DR以外の各試験体は、高温時に確認された終局変形量とほぼ同じ変形量で終局に至っており、鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性を考慮すれば、高温時の载荷により終局に達していたものと判断できる。H400-2DRに関しては、高温時よりも大きな終局変形量を示しており、高温時には終局状態に至っていなかったことが推測された。同様に物性を考慮して、高温下の終局変形量は、少なくとも降温後常温下での終局変形量と同程度であると判断した。また、終局耐力は終局変形量が大きくなるため、高温下の測定値よりもやや大きいと判断されるが、明確には推定できない。

① 温度条件の異なる試験体の終局変形量

温度条件の異なる試験体の終局変形量を比較(図-12(a)参照)すると、すべての試験体で終局曲率変形が $1000 \times 10^{-4}/m$ 程度でありあまり差がない。これは、温度が高くなるに従ってコンクリートの圧縮ひずみ能力が増加するが、圧縮強度が低下して曲げモーメントに抵抗するはり部材断面のコンクリートの圧縮領域が大きくなり、結果としてコンクリートの圧縮ひずみが終局状態に達したときの引張鉄筋ひずみが小さくなり、変形に寄与する要因の効果が相殺されたものと考えられる。

② 終局耐力

終局耐力を比較すると、H200-2DおよびH300-2D試験体では、降伏以降に曲げ抵抗モーメントが大きく増加し、終局耐力がかなり大きくなっている。これは、終局耐力が高温下の鉄筋の応力-ひずみ特性に影響されるためである。はり部材が曲げ破壊を生じる時点の鉄筋ひずみは、鉄筋比0.57%の場合には3~4%程度であって、このようなひずみに対応する鉄筋応力度は、300℃, 200℃,

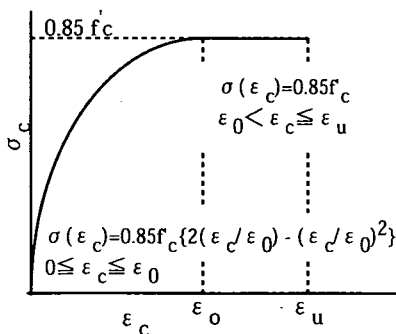


図-13 コンクリートの応力-ひずみ関係

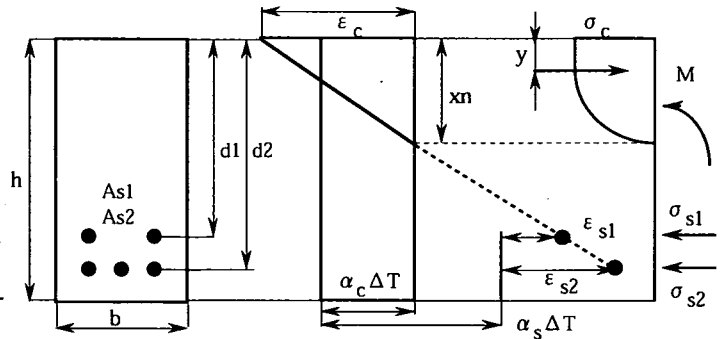


図-14 終局状態の応力-ひずみ分布の仮定

常温、100℃、400℃、500℃の順の大きさとなっており¹⁾、鉄筋の応力-ひずみ特性にはほぼ対応したはり部材の塑性変形性状が現れている。コンクリートの圧縮強度は温度上昇とともに低下傾向にあるが、鉄筋の応力-ひずみ関係に比較すれば終局耐力に与える影響は小さい。

③ 鉄筋比の相違の影響

200℃の温度条件で、鉄筋比の相違が塑性変形性状に与える影響(図-12(b))について見ると、鉄筋比が大きいほど終局耐力は大きくなり、終局変形量は小さくなる。この傾向は、常温下の場合と同じである。

(2) 曲げ耐力および終局変形量の評価手法

a) コンクリートの応力-ひずみ関係

コンクリートの応力-ひずみ関係は、図-13で示す放物線と直線の組み合わせで与えられるものを用いる⁴⁾。圧縮強度は、付録の式(1)により評価し、既報¹⁾より、この曲線の特性を与える ϵ_0 、 ϵ_u は、次式で考慮する。

① ϵ_0 ; 最大圧縮応力時ひずみ

$$\frac{\epsilon_0(T)}{\epsilon_{0,n}} = 2.5 \times 10^{-3} T + 0.95 \quad \text{常温} \leq T \leq 500^\circ\text{C} \quad (23)$$

② ϵ_u ; 終局ひずみ

$$\frac{\epsilon_u}{\epsilon_n} = 1.10 \sim 1.75 \quad (24)$$

通常、常温下では $\epsilon_u/\epsilon_0=1.75$ ($\epsilon_0=2000 \times 10^{-6}$ 、 $\epsilon_u=3500 \times 10^{-6}$)を採用しているが、ここでは ϵ_u/ϵ_0 の影響を見るために、 $\epsilon_u/\epsilon_0 = 1.10 \sim 1.75$ で適当に計算し、よく適合する数値を求めた。また、本実験に用いたコンクリートの常温下の応力-ひずみ関係の実験結果から、 $\epsilon_0=1800 \times 10^{-6}$ を採用した。したがって、常温下での最大の ϵ_u は 3150×10^{-6} ($\epsilon_u/\epsilon_0=1.75$)である。

b) 鉄筋の応力-ひずみ関係

既報に示した常温、100℃、200℃、300℃、400℃および500℃の温度条件における鉄筋の引張応力-ひずみ関係を用いる(付録参照)。NH200-2D、NH500-2Dについては、賦与温度が600℃以内であれば、常温に降温後の鉄筋の機械的性質は変化しないという既往の研究結果

に基づき⁵⁾、常温下の応力-ひずみ関係を用いている。

c) 終局耐力および終局変形量の計算

図-14には、はり部材において仮定した応力、ひずみの終局状態を示した。鉄筋とコンクリートの熱膨張係数の差も考慮し、ひずみに関して平面保持を仮定した。軸方向力の釣合条件から、終局耐力および終局変形量が計算できる。ただし、鉄筋の応力ひずみ曲線に実際の測定値を用いているので、終局状態の計算は、収束計算を行う必要がある。

(3) 計算結果の検討

表-2には、各試験体の降伏耐力、降伏時変形、終局耐力、終局変形量の実験値と計算値を示した。ここでは、はり部材降伏時の曲率変形の計算値から、曲げモーメント零で計算される量(昇温による変形量)を差し引いたものを降伏曲率としている。終局変形量については、影響が小さいので温度による変形は差し引いていない。

a) 降伏耐力および降伏時変形の算定

高温下のはり部材の降伏曲げ耐力は、図-7(b)で示したひび割れ断面において、式(10)で表される鉄筋ひずみが降伏ひずみに達した時点として算定することができる。

降伏時の曲率変形については、従来常温下では、引張側コンクリートの寄与を考慮して、式(15)の剛性と降伏モーメントから算定できた。同じように高温下においても、引張側コンクリートの寄与、および鉄筋とコンクリートの膨張ひずみの差の曲率変形への寄与を考慮した式(20)の剛性と降伏モーメントから、降伏時曲率を算定できると考えられる。

計算結果は表-2に示すように、降伏モーメントも降伏時曲率も、全般的に小さめではあるが良好な評価結果を与えている。降伏時曲率が小さめであるのは、降伏モーメントの推定値が実験値よりもやや小さいためである。

図-11に示すように、曲げモーメント-曲率関係の計算値は、一部を除いて実験値とよく対応しており、降伏時曲率の算定には、鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性に加えて、膨張ひずみ差が載荷時の曲率変形に与える影響を考慮できる評価法を用いる必要があることが分かる。

表-2 はり部材の降伏時および終局時の計算結果

試験体	圧縮強度 ¹⁾ (N/mm ²)	ϵ_0 ²⁾	ϵ_u ³⁾	ϵ_f/ϵ_0	降伏耐力 (kN-m)			降伏時変形 ϕ_v ($\times 10^{-4}$ m) ⁴⁾			終局耐力 (kN-m)			終局変形量 ϕ_u ($\times 10^{-4}$ m)			
					実測	計算	比	実測	計算	比	実測	計算	比	実測	計算	比	
					NB-2D	50.6	1800	3150	1.75	57.5	49.3	1.17	73	56	1.30	68.6	70.3
NH200-2D	38.5 (87%)	2600	3640	1.40	57.5	48.2	1.19	78	65	1.20	64.0	66.8	0.96	883	908	0.97	
NH500-2D	28.3 (65%)	4000	4400	1.10	45.5	45.4	1.00	99	97	1.02	52.8	62.8	0.84	737	771	0.97	
	21.7 (50%)		5200	1.30								60.9	0.87		758	0.97	
	17.3 (40%)		5900	1.48								58.6	0.90		730	1.01	
H100-2D	42.1 (94%)	2150	3220	1.50	53.6	46.7	1.15	87	67	1.30	69.6	63.0	1.10	933	958	0.97	
H200-2D	41.6 (87%)	2600	3640	1.40	42.8	36.5	1.17	97	89	1.09	63.2	58.6	1.08	1058	1126	0.94	
	常温に戻して確認した結果 ⁵⁾										65.4			1076			
H300-2D	35.5 (78%)	3000	4500	1.50	42.8	34.1	1.26	90	76	1.18	69.5	71.3	0.97	992	981	1.01	
	常温に戻して確認した結果 ⁵⁾										69.8			1036			
H400-2D	32.0 (71%)	3500	4900	1.40	34.2	31.9	1.07	78	73	1.07	56.2	65.1	0.86	1033	1035	1.00	
	27.0 (60%)		5600	1.60								64.1	0.88		1038	1.00	
	22.5 (50%)		6125	1.75								62.1	0.90		992	1.04	
常温に戻して確認した結果 ⁵⁾										50.4			1034				
H500-2D	23.7 (63%)	4000	5200	1.30	26.7	27.5	0.97	77	72	1.07	34.2	48.5	0.71	1017	1063	0.96	
	18.8 (50%)		6000	1.50								47.3	0.72		1032	0.99	
	15.1 (40%)		7000	1.75								46.0	0.74		1015	1.00	
常温に戻して確認した結果 ⁵⁾										41.7			1024				
H200-4D	41.4 (86%)	2600	4550	1.75	97.0	88.2	1.10	97	94	1.03	128.4	122.4	1.05	791	682	1.16	
H200-7D	41.9 (86%)	2600	4160	1.60	136.7	140.0	0.98	121	113	1.07	170.9	156.4	1.09	447	435	1.03	
H400-2DR	30.6 (71%)	3500	4550	1.30	30.8	32.9	0.94	107	97	1.10	58.8	66.7	0.88	1210	1193	1.01	
	25.8 (60%)		4900	1.40								66.3	0.89		(1005)	1220	0.99
	21.5 (50%)		5250	1.50								65.6	0.90		1216	1.00	
常温に戻して確認した結果 ⁵⁾										65.1			1210				
H200-4DR	41.6 (48.3)	2600	4550	1.75	91.3	87.8	1.04	108	113	0.96	133.8	129.9	1.03	1030	869	1.19	

*1) 高温下の値は式(22)により常温の値から換算，複数個ある場合は各最上段の値。 0 内は常温時の値に対する割合。

*2) 応力-ひずみ曲線の最大応力時のひずみ。 *3) 応力-ひずみ曲線の終局ひずみ

*4) 提案した平均剛性に基づく方法により計算した値。乾燥収縮は零としている。

*5) 高温下で明確な破壊を確認できなかったため，降温後常温下で破壊を確認した。測定値を比較すると，H200-2D, H300-2D, H400-2D, H500-2D では，高温時の値がほぼ終局変形量と判断できる。しかし，H400-2DR は，常温下の終局変形量が約20%大きくなった。

*6) H400-2Dの終局変形の試験値として，降温後常温下での終局変形の測定値を用いる。 0 は，高温時の実測値。

b) 終局耐力および終局変形能

はり部材の次の3つの試験パラメータの観点から，終局耐力，終局変形の算定方法について検討した。3.(2)で記述したように，短期載荷であるので，高温下であってもクリープは無視できるものと判断した。

① 試験時温度

表-2より，500℃の条件であるH500-2D, NH500-2Dの終局耐力の実験値が計算値をかなり下回っているが，それ以外の試験体では，適切な ϵ_f/ϵ_0 を選択すれば，終局耐力，終局変形量ともに良好に算定することができる。この際，良好な計算結果を与える ϵ_f/ϵ_0 は温度の上昇とともに小さくなっていく傾向にある。計算結果では，常温では ϵ_f/ϵ_0 は1.75，100℃で1.50，200℃から400℃で1.40~1.50，500℃で1.10~1.20となった。

② コンクリート強度

計算に用いている高温下のコンクリートの強度推定式は，400℃，500℃のデータとして，著者の行った材齢28日における高温強度試験結果⁶⁾を用いて作成した回帰式である。はり部材の試験時材齢が2~6ヶ月であるので，実際よりも大きい残存率を与えると推察されること，また，400℃，500℃における部材実験の終局耐力の計算値が，実験値に比較してかなり大きめであること等から，コンクリートの高温強度の推定誤差の影響を検討した。

付録の式(1)で計算されるコンクリート強度よりも低い強度を適用した。すなわち，H400-2D, H500-2DおよびNH500-2Dの各試験体コンクリートの高温/常温強度比でそれぞれ(0.6, 0.5)，(0.5, 0.4)および(0.5, 0.4)のケースについても計算を行った。各試験体ともに，コンクリート強度が小さくなるとともに，終局耐力，終局変形量の推定精度そのものは変わらず，最も適切な推定値を与える ϵ_f/ϵ_0 の値が増加し，1.5~1.75となっている。

③ 鉄筋配置

圧縮領域に鉄筋が配置されている試験体(H200-4DR, H400-2DR)では，圧縮鉄筋の応力分担効果により，圧縮鉄筋のない場合よりも終局変形量が大きく，計算結果もその傾向を評価できている。比較的適切な評価を与える ϵ_f/ϵ_0 は，温度が高いH400-2DRでは1.3程度で，H200-4DRでは1.75となって，上記の内容と一致する。

H400-2DRについても，コンクリートの圧縮強度を低下させて検討した。先の検討と同じように，計算上，コンクリート強度を低下させることにより，最も適切な終局状態の推定値を与える ϵ_f/ϵ_0 の値が増加し1.4~1.5程度となった。

c) 終局時圧縮ひずみに関する考察

適切な計算結果を与える終局時圧縮ひずみとして，常温下の終局ひずみを基準にして温度との関係を検討した。

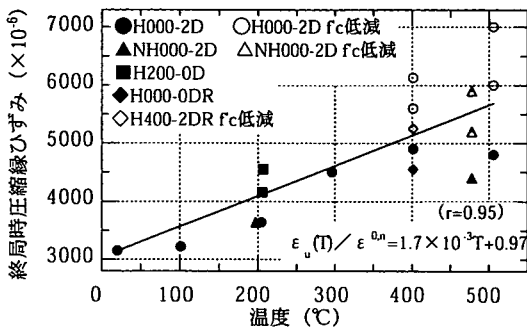


図-15 賦与温度と終局時圧縮ひずみ

図-15 には、試験体への賦与温度と計算において適切な計算結果を与える終局時圧縮ひずみの関係を示した。同図には、400℃および500℃における強度のばらつきを考慮した終局性能の計算結果も併せて示した。結果はややばらついた関係となっているが、図-15 に示す終局時圧縮ひずみは、温度の増加とともに大きくなる傾向が認められる。コンクリートの高温時圧縮強度を推定式で与えてはいるが、図-15 の定性的な傾向は妥当なものと考えることができる。最大圧縮応力時ひずみの評価式と同列に論じることができないが、終局時圧縮ひずみの温度依存性の目安としての意味はある。比較する意味で式表示すれば、以下ようになる。終局時圧縮ひずみの温度依存性は、最大圧縮応力時ひずみの温度依存性{式(23)}と比較するとやや小さいことが分かる。

$$\frac{\epsilon_{u}(T)}{\epsilon_{0,n}} = 1.7 \times 10^{-3} T + 0.97 \quad \text{常温} \leq T \leq 500^{\circ}\text{C} \quad (25)$$

以上から、高温下の RC はり材の終局耐力、終局変形量を算定するには、鉄筋とコンクリートの物性の温度依存性、特に鉄筋の塑性変形域の応力-ひずみ関係を考慮することが肝要である。本論文で示した物性の温度依存性、コンクリートの最大圧縮応力時ひずみの温度依存性を適用し、適切な終局ひずみ能力の温度依存性を仮定すれば、終局耐力、変形性能を良好に算定できるものと判断される。

6. まとめ

本論文の結論を示せば、以下の通りである。

(1) 高温下の RC はり部材の耐力・変形状

① 高温下では、鉄筋とコンクリートの熱膨張係数が異なるため、膨張ひずみの差に起因する内部応力により、配筋条件に応じた変形状を呈する。内部応力が引張強度を越えるとひび割れが発生するが、単鉄筋配筋の部材

では曲げ状のひび割れとなり、断面内で対称配筋されている複鉄筋部材では、断面を貫通するひび割れとなる。

② 鉄筋コンクリート曲げ部材のモーメント-曲率変形の関係における高温下特有の現象は、以下のものがある。

- ・ヤング係数の低下、昇温時のひび割れの影響により、常温下に比較して全般的に曲げ剛性が低い。
- ・膨張ひずみの差に起因する鉄筋の圧縮ひずみが載荷に伴って解放され、曲率変形の増加に寄与する。

③ 高温下の RC はり部材の曲げ降伏耐力は主として高温下の鉄筋の降伏強度に、鉄筋降伏後の塑性変形状および終局耐力は、鉄筋の塑性域での応力-ひずみ関係に依存する。しかし、終局変形能は、温度条件の影響あまり受けず、常温下の場合と同程度である。

(2) 膨張ひずみの差を考慮した曲げ部材の変形評価

① 鉄筋とコンクリートの膨張ひずみ差、およびこれらの物性の温度依存性を考慮して、RC はり部材の基本断面である全断面およびひび割れ断面の応力・ひずみを算定する式を導いた。

② ACI 基準における平均曲げ剛性の考え方を高温条件下に拡張し、鉄筋とコンクリートの膨張ひずみの差およびこれらの物性の温度依存性を考慮した、高温下の RC はり部材の曲げ変形を評価する方法を提案した。実験値との比較から、提案した方法は、RC はり部材の昇温時および曲げモーメント載荷時の変形を良好に評価できることを検証した。

(3) 終局耐力・終局変形能の評価

① 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-ひずみ関係および鉄筋とコンクリートの膨張ひずみの差を考慮して、はり部材の終局耐力、終局変形量を評価する方法を提示し、実験結果との比較から、この方法の妥当性を検証した。

② コンクリートの圧縮ひずみ能力として、現行の放物線と直線による表示方法を採用する場合、最大圧縮応力時ひずみおよび終局時圧縮ひずみは、それぞれ温度上昇に伴って増加させる必要性のあることを示した。この際、昇温に伴う最大圧縮応力時ひずみの増加割合は、終局時圧縮ひずみの増加割合よりも大きい。これらの温度依存性を評価できる目安の算定式を示した。

付録 高温下のコンクリートおよび鉄筋の物性

耐力・変形の計算に用いたコンクリートおよび鉄筋の物性の温度依存性は、著者の既往の研究結果¹⁾⁹⁾に基づいて、以下の式、図表により評価した。物性評価式は、本文表-1 の配合のコンクリートに対応するものである。

(1) コンクリートの物性の温度依存性

① 圧縮強度 { $f_c(T)$, $f_{c,n}$; 高温, 常温圧縮強度}

$$\frac{f_c(T)}{f_{c,n}} = -7.69 \times 10^{-4} T + 1.02 \quad \text{常温} \leq T \leq 500^\circ\text{C} \quad (1)$$

② ヤング係数 { $E_c(T)$, $E_{c,n}$; 高温, 常温ヤング係数}

$$\frac{E_c(T)}{E_{c,n}} = -4.03 \times 10^{-3} T + 1.08 \quad \text{常温} \leq T \leq 100^\circ\text{C} \quad (2a)$$

$$\frac{E_c(T)}{E_{c,n}} = -1.24 \times 10^{-3} T + 0.802 \quad 100^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \quad (2b)$$

③ 引張強度 { $f_t(T)$, $f_{t,n}$; 高温, 常温引張強度}

$$\frac{f_t(T)}{f_{t,n}} = -5.42 \times 10^{-4} T + 1.01 \quad \text{常温} \leq T \leq 280^\circ\text{C} \quad (3a)$$

$$\frac{f_t(T)}{f_{t,n}} = -1.82 \times 10^{-3} T + 1.36 \quad 280^\circ\text{C} < T \leq 500^\circ\text{C} \quad (3b)$$

④ 熱膨張係数 { $\alpha_c(T)$; 割線係数で定義}

$$\alpha_c(T) = (12.4 - 0.330 \times 10^{-1} T) \times 10^{-6} / ^\circ\text{C} \quad \text{常温} \leq T \leq 207 \quad (4a)$$

$$\alpha_c(T) = (3.73 + 0.895 \times 10^{-2} T) \times 10^{-6} / ^\circ\text{C} \quad 207^\circ\text{C} < T \leq 500 \quad (4b)$$

(2) 鉄筋の物性の温度依存性

① 高温下の降伏強度, 引張強度の対常温強度比(%)

温度(°C)	100	200	300	400	500
$f_y(T)$	0.95	0.92	0.69	0.65	0.57
$f_u(T)$	0.98	1.15	1.14	0.96	0.70

常温下の降伏強度 384.2N/mm², 引張強度 564.5N/mm²

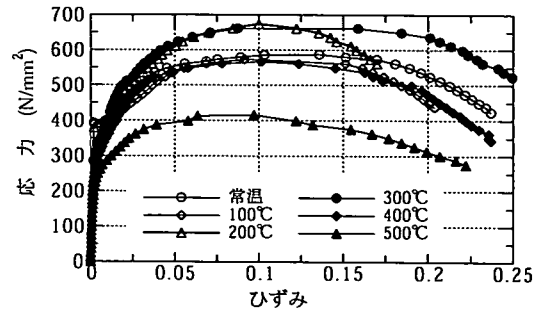
② ヤング係数 { $E_s(T)$, $E_{s,n}$; 高温, 常温ヤング係数}

$$\frac{E_s(T)}{E_{s,n}} = -3.30 \times 10^{-4} (T-20) + 1.0 \quad \text{常温} \leq T \leq 500^\circ\text{C} \quad (5)$$

③ 熱膨張係数 { $\alpha_s(T)$; 割線係数で定義}

$$\alpha_s(T) = \alpha_{s,T0} + 6.25 \times 10^{-3} (T-T_0) \quad \text{常温} \leq T \leq 500^\circ\text{C} \quad (6)$$

④ 応力-ひずみ関係の温度依存性¹⁾



付録図-1 高温下における鉄筋の応力-ひずみ曲線

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, pp.13-24, 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, No.585/V-38, pp.113-125, 1998年2月.
- 3) ACI Committee 318: Building Code Requirements for Reinforced Concrete 318-89.
- 4) 土木学会: コンクリート標準示方書 設計編 平成8年版.
- 5) 日本鋼構造協会技術委員会: 構造用鋼材の高温時ならびに加熱後の機械的性質, JSSC, Vol.4, No.33, pp.39-44, 1968年.
- 6) 金津努, 青柳征夫, 中野毅弘, 遠藤達巳, 栗山武雄: 100°Cを超える高温下におけるコンクリートの強度性状 - その2- 熱応および加熱後の強度・変形状, 電力中央研究所報告, No.384022, 1985年1月.
- 7) 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, pp.621-626, 1994年.

(2001.11.26 受付)

A STUDY ON MECHANICAL PROPERTIES OF REINFORCED CONCRETE FLEXURAL MEMBERS 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 a nuclear power plant are designed under the conditions that those structures are exposed to high temperature conditions. In the previous paper the author elucidated the temperature dependence of properties of concrete and reinforcement, the influence of the difference of thermal expansion coefficients between concrete and reinforcement on the behaviors of reinforced concrete beams 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 reinforced concrete flexural members were made clear and those estimation methods were suggested.