大変形域における一般構造用鋼 SS400材の塑性履歴特性

HYSTERESIS LOOP CHARACTERISTICS OF STRUCTURAL CARBON STEEL SS400 IN VERY LARGE PLASTIC ZONES

中島 伸幸*, 山田 稔**

Nobuyuki NAKAJIMA and Minoru YAMADA

In order to make clear the fundamental hysteresis loop characteristics of structural carbon steel SS400 in very large plastic zones, axial cyclic loading tests are carried out, controlled by the local longitudinal strain amplitudes. The shape of hysteresis loops of the nominal stress-local longitudinal strain relationship keeps the symmetrical shape until the strain amplitude 30‰ and the nominal stress and the true stress coincide also until 30‰. The nominal strain and the true strain coincide until 10‰. The stress at the defined strain of hysteresis loops becomes larger than the stress at the first virgin loading strain over 5.0‰. For the application of mechanical characteristics to the analysis, there are presented already many models. As a result of comparison of hysteresis loops from test results with Ramberg-Osgood model, I-K model (Isotropic-Kinematic hardening model), it becomes clear that there exist naturally limits of application of these models.

Key words: Hysteresis loop, Plastic zone, Local strain, Ramberg-Osgood model, I-K model

履歴ループ, 塑性域, 局所歪み, ランベルグ-オズグッドモデル, I-Kモデル.

1. 序

土木・建築構造物が大地震時にうける変形は、ひずみ履歴研究対象として従来研究されてきた破断寿命が $10^2 \sim 10^4$ 回となるひずみ振幅の領域よりもはるかに大きい。^{1)~3)}

筆者らは、既報において一般構造用鋼材が $10^0 \sim 10^1$ 回領域の超低サイクル大ひずみをうけたときの破断現象を検討し、円柱形供試体と砂時計形供試体について、塑性域におけるポアソン数は約2.5となり、非圧縮性仮定が充たされないことを確認した。塑性域におけるポアソン数の変化は他の鋼材においても確認されている。^{1)~4)} このことは塑性域における非圧縮性仮定を前提とし、最大、最小負荷時の直径 d および d_0 と断面積 A および A_0 を用いてあらわされる真ひずみ、

$$\varepsilon_t = \ln(A_0/A) = 2 \ln(d_0/d) \quad (1)$$

の定義が不明確なものであることをあらわしている。

一般にはひずみ振幅領域の如何を問わず(1)式を用いて径方向のひずみ量の変化から、軸方向のひずみが換算されている。^{6)~8)} しかし、大変形領域においては供試体標点間点における一様な引張および圧縮が期待できず、破断寿命が $10^2 \sim 10^4$ 回となるひずみ振幅の領域でのひずみ交番繰返し載荷試験から得られる、軸方向と径方向の安

定した履歴ループとは異なる現象が生じる。こうした大変形領域における供試体中央部の軸方向ひずみと径ひずみ、および供試体全体の公称ひずみの変化量を同時に検討した例はない。

本研究では一般構造用鋼SS400材が、 $10^0 \sim 10^1$ 回のひずみ領域で破断に至る超低サイクル大ひずみをうけたときの塑性履歴特性を供試体中央部の軸方向ひずみと径ひずみ、および供試体全体の公称ひずみを用いて明らかにしようとするものである。

2. 供試体および試験方法

供試材料は一般構造用鋼材SS400である。Fig.1に供試体の形状を示す。供試部の標点間距離は供試体直径 D ($=11.3\text{mm}$) に対して $2.5D$ とした。これは引張試験時に端部拘束による供試体中央部への影響が少なく、圧縮試験時に横ずれの発生が少ないプロポーションだからである。⁹⁾¹⁰⁾

実験は定ひずみ振幅引張圧縮交番繰返し載荷試験を片側振幅 $\varepsilon_{la} = 1.5\text{‰}, 2.5\text{‰}, 4.0\text{‰}, 5.0\text{‰}, 7.5\text{‰}, 10\text{‰}, 20\text{‰}, 30\text{‰}, 40\text{‰}, 50\text{‰}$ で行った。ひずみの制御は供試体中央部に貼付したひずみゲージ(W.S.G.)により、材軸中央部局所軸ひずみ(ε_t)で行った。

測定装置の設置状況をFig.2に示す。供試体全体の軸方向変形は円周の 120° 方向にダイヤルゲージ(D.G.[$=1/100\text{mm}$])を3個配置しておこなった。中央部の局所ひずみは供試体中央部の円周を 60°

* 嶺新進 工修

** 神戸大学 名誉教授(前関西大学教授)・工博

Shin Shin Co, Ltd, M Eng

Prof Em, Kobe Univ., Dr Eng

Fig.1 供試体

Fig.2 歪みゲージおよび変位計のセットアップ

Fig.3 2.5D円柱形供試体一方向引張破断試験

Fig.4 公称塑性歪み振幅(ϵ_p) - 破断繰返し数(N_f)関係
- 初引張載荷 (SS400) -

で分割し、中央部局所軸ひずみ (ϵ_l) に標点距離 (G.L.) 5mm、径ひずみ (ϵ_d) には標点距離2mmのひずみゲージを交互に3枚ずつ貼付して測定した。Fig.3に2.5D円柱形供試体による単調引張試験の結果を示す。

3. 大変形領域の定義

Fig.4はSS400材の初引張載荷に始まる引張圧縮交番繰返し載荷疲労試験の結果を公称塑性歪み振幅 ($\Delta\epsilon_p$) - 破断サイクル数 (N_f) 関係で両対数上に示したものである。公称ひずみ振幅 $\epsilon_{na} = \pm 30\%$ の実験は供試体端部で破断したものであるが、超低サイクル疲労破壊においてもManson-Coffinの損傷エネルギー仮説がほぼ適合する⁵⁾¹¹⁾ことを考えると、公称ひずみ振幅 $\pm 30\%$ あたりから、 $10^0 \sim 10^1$ 回で破壊にいたる大変形域になると考えられる。

4. 塑性履歴ループの形状

従来の塑性履歴ループに関する研究は主として真応力-真ひずみ関係で議論されることが多かった。しかし、真応力は大地震を想定した大塑性域における履歴ループの表現は真応力によるよりも、公称応力による表現の方が構造物の耐力低下を評価する上で都合がよい。大塑性域における履歴ループの形状を公称応力によって表現すると原点对称性を失うという報告例はあるが、それがどの程度のひずみ領域から始まるのかについては明らかにされていない。本研究ではまず中央部局所軸ひずみ (ϵ_l) に対する、真応力 (σ_l) と公称応力 (σ_n) の履歴ループ形状を比較する。

Fig.5は $\sigma_l - \epsilon_l$ 関係で、中央部局所軸ひずみ振幅 $\epsilon_{la} = 10\%, 20\%, 30\%, 40\%, 50\%$ を示している。真応力による表現の場合、大塑性域においても、履歴ループは原点对称性を失わないことがわかる。Fig.6は $\sigma_n - \epsilon_l$ 関係で、中央部局所軸ひずみ振幅

Fig.5 真応力 (σ_l) - 局所軸歪み (ϵ_l) 関係
[$\epsilon_{la} = 10\%, 20\%, 30\%, 40\%, 50\%$] Fig.6 公称応力 (σ_n) - 局所軸歪み (ϵ_l) 関係
[$\epsilon_{la} = 10\%, 20\%, 30\%, 40\%, 50\%$]

Fig.7 中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) = 10‰

Fig.8 中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) = 20‰

Fig.9 中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) = 50‰

Fig.10 公称ひずみ振幅 (ε_{na}) = 50‰

ε_{la} = 10‰, 20‰, 30‰, 40‰, 50‰を示している。図より、ループの形状は40‰あたりから原点对称性がく著しく失われていることがわかる。以上より、 $\sigma_n - \varepsilon_l$ 関係と $\sigma_l - \varepsilon_l$ 関係のいずれで表しても、ひずみ振幅30‰くらいまではループの形状にほとんど差異はないが、40‰あたりから $\sigma_n - \varepsilon_l$ 関係で履歴ループの原点对称性が著しく失われることがわかる。

5 局所部の履歴ループと全体の履歴ループの比較

塑性疲労試験に慣用されている、Manson-Coffin形の砂時計形供試体によるひずみ制御で用いられる軸方向真歪みは計測された中央部の径方向ひずみから供試体形状に応じた式によってポアソン数を用いて換算された値によるのが一般的である。⁶⁾⁷⁾⁸⁾

塑性域における非圧縮性仮定に基づく真ひずみが、同時に測定された公称ひずみと一致しないという報告例⁹⁾はあるが、実際の径方向ひずみと局所的な軸方向ひずみおよび、供試体全体のひずみの関係について直接計測された例はない。また、所定振幅時に与えられるひずみ量が大きくなるにしたがって生じる、供試体全体のひずみ量と供試体中央部の局所的なひずみ量との差についても明らかにされていない。そこで、これら3つのひずみ量の変化についても比較検討を加える。

5.1 中央部局所軸ひずみ制御試験と公称ひずみ制御試験

Fig.7～9は供試体中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) で制御した定ひずみ振幅引張圧縮交番繰返し試験の結果である。

Fig.7は ε_{la} = 10‰の結果で、Fig.7(a)は公称応力 (σ_n) - 局所軸ひずみ (ε_l) 関係、Fig.7(b)はそのときの公称応力 (σ_n) - 径ひ

ずみ (ε_d) 関係、同じく Fig.7(c) は公称応力 (σ_n) - 公称ひずみ (ε_n) 関係を示している。Fig.8 は $\varepsilon_{la}=20\%$ の結果で、Fig.8(a) は $\sigma_n - \varepsilon_l$ 関係、Fig.8(b) はそのときの $\sigma_n - \varepsilon_d$ 関係、同じく Fig.8(c) は $\sigma_n - \varepsilon_n$ 関係を示している。Fig.9 は $\varepsilon_{la}=50\%$ の結果で、Fig.9(a) は $\sigma_n - \varepsilon_l$ 関係、Fig.9(b) はそのときの $\sigma_n - \varepsilon_d$ 関係、同じく Fig.9(c) は $\sigma_n - \varepsilon_n$ 関係を示している。

Fig.7(a) と Fig.7(c) を比べると、局所軸ひずみ (ε_l) と供試体全体のひずみ (ε_n : 公称ひずみ) がほぼ一致しており、履歴ループの形状がほぼ等しくなっている。しかし、Fig.8(a) と Fig.8(c) を比べると、 ε_n が縮み側に増加し始めている。この傾向は Fig.9(a) と Fig.9(c) を比べると、より顕著になっていることがわかる。

径方向のひずみ (ε_d) は Fig.7(b) に示すように $\varepsilon_{la}=10\%$ では安定した履歴ループを表しているが、Fig.8(b) に示すように $\varepsilon_{la}=20\%$ では伸び側に増加し始めている。この傾向は Fig.9(c) に示すように $\varepsilon_{la}=50\%$ でより顕著になっていることがわかる。

以上より、中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) を一定にすると $\varepsilon_{la}=10\%$ を越えるひずみ領域では供試体全体が縮みだし、その傾向は大変形域でより顕著となることがわかった。

Fig.10 は公称ひずみ振幅 $\varepsilon_{na}=50\%$ で制御した定ひずみ振幅引張圧縮交番繰返し試験の結果である。Fig.10(a) は公称応力 (σ_n) - 公称ひずみ (ε_n) 関係、Fig.10(b) はそのときの公称応力 (σ_n) - 径ひずみ (ε_d) 関係、同じく Fig.10(c) は公称応力 (σ_n) - 局所軸ひずみ (ε_l) 関係を示している。中央部局所軸ひずみ振幅で制御した Fig.9 と比較すると、Fig.10(b) では径方向のひずみ (ε_d) が縮み方向に増加し、Fig.10(c) では中央部局所軸ひずみ (ε_l) が伸び方向に増加している。

以上より、大変形域において、公称ひずみ振幅 (ε_{na}) を一定にすると中央部局所軸ひずみ (ε_l) が伸びることがわかった。

Fig.11 は Fig.9 と Fig.10 をもとにした、载荷サイクル数 (N) が 5 回目にあるまでの中央部の累積局所ひずみ ($\sum \varepsilon_l$) とポワソン数 (m) の関係図である。実線は中央部の局所軸ひずみ振幅制御によるもので、ポワソン数が 2.0 よりも減少する傾向がみられる。一点鎖線は公称ひずみ振幅制御によるもので、ポワソン数が 2.0 よりも増加する傾向がみられる。

Fig.7 に示したように、破断までの繰返し数が 10^1 回を越える変形域では公称ひずみと局所軸ひずみの履歴ループはほぼ同じ挙動を示

Fig.11 累積局所軸歪み ($\sum \varepsilon_l$) - ポワソン数 (m) 関係

し、径方向ひずみの履歴ループも伸び方向や縮み方向に偏って増加することがない。このような変形域では一様な引張および圧縮変形がなされているといえる。しかし、Figs.9~10 に示したような、 $10^0 \sim 10^1$ 回で破壊にいたる大変形域では一様な引張および圧縮変形が期待できず、供試体中央部にくびれや膨らみが発生することになる。この場合、供試体中央部の局所軸ひずみでひずみ振幅制御を行うと、径方向の伸び変形にエネルギーが消費され、供試体中央部の径ひずみに伸びが累積され、供試体全体が縮み、塑性域での体積が減少すると考えられる。また、供試体全体の公称ひずみでひずみ振幅制御を行うと、軸方向の伸び変形にエネルギーが消費され、供試体中央部の軸ひずみに伸びが累積し、供試体中央部が伸び、塑性域での体積が増加すると考えられる。

6 塑性履歴のモデル式による近似表現

塑性域履歴曲線を近似式により表現して解析に利用するため多くのモデルが提唱され、式の運用例が報告されている^{15)~19)}。しかし、定ひずみ振幅疲労試験におけるループは振幅が大きな場合と小さな場合とではその形状が特に Bauschinger 効果域で異なり、モデル式はその適用の際に十分な注意が払われねばならない。近時、構成式と称されるモデルは殆ど物理的意味をもたず、単に解析の方便としてのみ意味を持つものが殆どである。従って、モデルは解析の目的に応じて取捨選択し、その適用範囲が明示されて初めて意味を持つこととなる。本研究ではそうした適用範囲を明示するために、各モデルのパラメーターを実験結果に近づくように選択し、その一般構造用鋼への適用について若干例示する。

6.1 I-K bi-Linear モデル¹⁶⁾¹⁸⁾¹⁹⁾

Fig.12 は移動硬化 + 等方硬化、軟化モデル (Isotropic-Kinematic hardening model: 以下、I-K モデルと呼ぶ) の基本概念を示す。

Fig.12 I-K bi-Linear モデル概念図

Fig.13 真応力 (σ_t) - 局所軸歪み (ε_l) 関係履歴ループ

Table.1 変数 β , β_a , β_b , μ (SS400)

Model	bi-Linear		直列		
ε_{la}	μ	β	μ	β_a	β_b
1.5‰	0.01	0.00	0.05	-8.00	0.80
2.5‰	0.01	0.00	-0.02	-8.00	0.80
4.0‰	0.01	0.00	0.01	-4.00	0.80
5.0‰	0.01	0.70	0.01	-2.00	0.85
7.5‰	0.01	0.80	0.01	-1.00	0.85
10.0‰	0.01	0.80	0.01	-0.50	0.90
20.0‰	0.01	0.70	0.01	0.20	0.80
30.0‰	0.01	0.70	0.01	0.20	0.80
40.0‰	0.01	0.70	0.01	0.20	0.75
50.0‰	0.01	0.70	0.01	0.50	0.70

Fig.15 I-K 直列モデル概念図

硬化パラメータ β を変えて相当応力 $\bar{\sigma}$ を決定し、bi-Linear型の応力-ひずみ関係を描くものである。Fig.13にSS400材を用いて行った供試体中央部局所軸ひずみ振幅 (ε_{la}) 制御による定ひずみ振幅引張圧縮交番繰返し载荷試験の結果を、真応力 (σ_t) - 局所軸ひずみ (ε_l) 関係で示した。Fig.13(a)は $\varepsilon_{la}=1.5\%$ の結果、Fig.13(b)は $\varepsilon_{la}=4.0\%$ の結果、Fig.13(c)は $\varepsilon_{la}=5.0\%$ の結果を示している。

Fig.13(c)より、履歴ループの所定ひずみにおける応力は5.0‰くらいから処女载荷時の所定ひずみにおける応力よりも増加することがわかる。しかし、Figs.13(a),(b)に示すように、5.0‰より振幅の小さい領域では所定ひずみにおける履歴ループの応力は降伏棚までもど、5回程度のサイクル数では塑性軟化も生じていない。Fig.13より、I-Kモデルの軟化モデルは一般構造用鋼SS400材の履歴ループには適用不可能であることがわかる。

Table.1は実験結果にモデルを近づけるための計算に用いた μ と β の値である。Fig.14はTable.1に示す μ と β を用いて計算した結果を $\sigma_t - \varepsilon_l$ 関係と比較したものである。Fig.14(a)は2.5‰, 5.0‰, 7.5‰との比較を示し、Fig.14(b)は10‰, 30‰, 50‰との比較を示している。10‰以下の領域では計算値が実験値を大きくはずれるが20‰~50‰の間では $\mu=0.01$, $\beta=0.7$ とすることによりおおまかにフォローできるといえる。

6.2 I-K 直列モデル¹⁶⁾¹⁹⁾

Fig.15に示すように(a), (b)2つの要素を直列につなぎ、各要素にそれぞれ I-K bi-Linear形の応力-ひずみ関係をもたせると、tri-Linear形の応力-ひずみ関係を描くことができる。Fig.16は $\mu_a = 5\mu / (1-5\mu)$, $\mu_b = 5\mu / (9+5\mu)$ として、Table.1

Fig.14 I-K bi-Linearモデルと実験結果の比較

Fig.16 I-K 直列モデルと実験結果の比較

に示す μ , β_a , β_b を用いて計算した結果を $\sigma_t - \varepsilon_l$ 関係と比較したものである。Fig.16(a)は2.5‰, 5.0‰, 7.5‰との比較を示し、Fig.16(b)は10‰, 30‰, 50‰との比較を示す。Table.1に示すように、 μ の値を2.5‰以下の領域で大きな値とし、 β_a を10‰以下で負の値として、 β_b を設定すると、ループの形は30‰あたりまでは良好な一致を示す。しかし、それを越えるとモデルの所定振幅での応力点を実験結果にあわせて計算をした場合、モデルのループが実験値のループの内側に収束する傾向が出始める。

6.3 Ramberg-Osgoodモデル¹⁵⁾

Fig.17にRamberg-Osgoodモデルの概念図を示す。Skeleton curveは：

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{\sigma_y} + \alpha \left| \frac{\sigma}{\sigma_y} \right|^n \quad (2)$$

Hysteresis loopは：

$$\frac{\varepsilon \pm \varepsilon_a}{2 \varepsilon_y} = \frac{\sigma \pm \sigma_a}{2 \sigma_y} + \alpha \left| \frac{\sigma \pm \sigma_a}{2 \sigma_y} \right|^n \quad (3)$$

α と n を変化させることによって $\sigma - \varepsilon$ 関係の曲線の形状が決まり、所定ひずみ振幅に対応する応力点を結ぶと、Skeleton curve上に Hysteresis loopの応力点が並ぶというものである。Table.2はSS400材の実験結果に適合する α と n の値を示したもので、Fig.18はその値を用いて計算した結果を $\sigma_t - \varepsilon_l$ 関係と比較したものである。Fig.18(a)は2.5‰, 5.0‰, 7.5‰との比較を示し、Fig.18(b)は10‰, 30‰, 50‰との比較を示している。Figs.18(a),(b)より、Table.2示すような係数を用いると、モデルによる履歴ループの形状は実験結果

Fig.17 Ramberg-Osgood モデル概念図

Fig.18 Ramberg-Osgood モデルと実験結果の比較

と一致するが、所定ひずみ時の応力点がSkeleton curve上に並ぶのは5.0%以上の領域であることがわかった。

7. 結論

一般構造用鋼SS400材の塑性履歴特性を明らかにするために、円柱形供試体を用いて中央部の局所軸ひずみ (ϵ_l) 制御による定ひずみ振幅 (ϵ_{la}) 交番引張圧縮試験を定常ループに至るまで行なった。

公称応力 (σ_n) - 局所軸ひずみ (ϵ_l) 関係による塑性履歴ループの形状はひずみ振幅 $\epsilon_{la} = 30\%$ くらいまで原点对称性を保つ。塑性履歴ループにおける真応力 (σ_t) と公称応力 (σ_n) はひずみ振幅 $\epsilon_{la} = 30\%$ を越えるあたりから差が生じはじめる。公称ひずみ (ϵ_n) と供試体中央部の局所軸ひずみ (ϵ_l) による真ひずみが一致するのはひずみ振幅 $\epsilon_{la} = 10\%$ くらいまでであることが確認できた。

破断までの繰返し数が 10^2 回以上の変形域で引張圧縮交番繰返し載荷試験をおこなうと、公称ひずみと局所軸ひずみの履歴ループはほぼ同じ挙動を示し、径方向ひずみの履歴ループも伸び方向や縮み方向に偏って増加することがない。しかし、 $10^0 \sim 10^1$ 回で破壊にいたる大変形域で、引張圧縮交番繰返し載荷試験をおこなう際に、供試体中央部の局所軸ひずみでひずみ振幅制御を行うと、径方向の伸び変形にエネルギーが消費され、供試体中央部の径ひずみに伸びが累積され、供試体全体が縮み、塑性域での体積が減少する。また、供試体全体の公称ひずみでひずみ振幅制御を行うと、軸方向の伸び変形にエネルギーが消費され、供試体中央部の軸ひずみに伸びが累積し、供試体中央部が伸び、塑性域での体積が増加する。

実験で得られた履歴ループにRamberg-Osgoodモデル、I-K bi-LinearモデルおよびI-K直列モデルによる履歴ループを適用した結果、それらモデルの適用限界を示した。

謝 辞

本研究の実施に際し、(株)神戸製鋼所より供試材料の御提供を頂きました。ここに記して厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 幡中憲治, 藤満達朗: 軸および直径方向ひずみ制御下の低サイクル疲労とそれに関する二, 三の考察, 日本機械学会論文集 (A), 52巻484号, pp.2566-2573, 1986.12.
- 2) Bui-Quoc, T and Biron, A: Comparison of Low-cycle Fatigue Results with Axial and Diametral Extensometers, Exp.Mechanics., April 1978, pp.127-133, April 1978.
- 3) 松岡三郎, 湯山道也, 西島敏: 低サイクル疲労におけるヤング率とポアソン比, 日本機械学会論文集 (A), 53巻488号, pp.724-731, 1987.4.
- 4) Yamada, M: Das Hanshin-Awaji-Erdbeben, Japan 1995 - Schaden an Hochbauten, Bauingenieur.Springer, Berlin, 71, pp.73-80, 1996.

Table.2 変数 α , n (SS400)

	α	n
Skeleton	2.500	3.5
ϵ_{la}	α	n
1.5%	0.700	9.0
2.5%	2.250	9.0
4.0%	1.700	9.0
5.0%	1.600	9.0
7.5%	0.710	9.0
10.0%	0.485	9.0
20.0%	0.160	9.0
30.0%	0.020	11.3
40.0%	0.002	13.2
50.0%	0.001	13.6

- 5) 山田稔, 中島伸幸: 構造用鋼材の超低サイクル疲労破壊に関するエネルギー的考察 - 累積損傷エネルギーと大予ひずみの効果, 日本建築学会構造系論文集, 第534号, 2000.8, (掲載予定).
- 6) 桑村仁, 秋山宏: 延性き裂発生ひずみに及ぼす冷間塑性加工の影響, 日本建築学会構造系論文報告集, 第454号, pp.171-178, 1993.12.
- 7) 桑村仁: 繰返し塑性歪みを受ける構造用鋼材の疲労 - 延性破壊遷移, 日本建築学会構造系論文集, 第461号, pp.123-131, 1994.7.
- 8) 中込忠男, 李建・繰返し力を受けるSM490鋼の疲労性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第469号, pp.127-136, 1995.3.
- 9) 山田稔, 中島伸幸: 鋼材の超低サイクル疲労に関する研究 (3.鋼材の基本性質に関する検討 - 縦横歪み比[Poisson数]), 日本建築学会近畿支部研報, No.35, pp.21-24, 1995.6.
- 10) 山田稔, 中島伸幸: 鋼材の超低サイクル疲労に関する研究 (4.鋼材の基本性質に関する検討 - 縦横歪み比 (Poisson数)), 日本建築学会大会梗概, pp. 327-328, 1995.8.
- 11) 山田稔, 中島伸幸: 鋼材の超低サイクル疲労に関する研究 (7.G.L.=2.5D-エネルギーによる考察2), 日本建築学会近畿支部研報, No.37, pp.185-188, 1997.7.
- 12) 河本実, 田中道七: 鋼の引張圧縮塑性疲労試験, 材料試験, 第11巻第105号, pp.13-23, 1962.
- 13) 安藤善司, 中野典彦, 加藤容三, 広瀬素尚: 炭素鋼の引張圧縮塑性疲労について, 材料, 第15巻第154号, pp.499-506, 1966.
- 14) 山田稔, 中島伸幸: 鋼材の超低サイクル疲労に関する研究 (9.Bauschinger Model II), 日本建築学会大会梗概, pp.503-504, 1997.9.
- 15) Morrow J: CYCLIC PLASTIC STRAIN ENERGY AND FATIGUE OF METALS, ASTM STP, No.378, pp.45-87, 1965.
- 16) 山田稔, 辻文三: 鋼材の応力-歪み関係に関する研究 (I.等方+移動硬化モデル), 日本建築学会論文報告集第270号, pp.17-22, 1978.8.
- 17) TANABASHI, R. YOKOO, Y. NAKAMURA, Y. KUBOTA, T and YAMAMOTO, A: LOAD-DEFLECTION BEHAVIORS AND PLASTIC FATIGUE OF WIDE-FLANGE BEAMS SUBJECTS TO ALTERNATING PLASTIC BENDING PART II HYSTERETIC AND SKELETON STRESS- STRAIN RELATIONS AND PLASTIC FATIGUE OF FLANGES, Trans. of A.I.J. No.176, pp.25-33, Oct. 1970.
- 18) 山田稔, 辻文三: 等方+移動硬化モデルによる鋼材の応力-ひずみ関係, 日本建築学会近畿支部研報, No.17, pp.253-256, 1978.5.
- 19) 山田稔, 辻文三: 鋼材の応力-歪み関係 (II: 移動硬化+等方硬化, 軟化モデル), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1177-1178, 1978.9.
- 20) 河本実, 鯉淵興二: 塑性領域における疲労現象について (2), 材料, 第12巻第117号, pp.413-420, 1963.

(2000年1月10日原稿受理, 2000年5月11日採用決定)