

せん断崩壊型はり部材を持つ鋼門形ラーメンの 非弾性地震応答に及ぼすひずみ速度の影響

Effect of Strain Rate on Inelastic Earthquake Response
of Steel Portal Frames with Shear Collapse of Beam

酒造 敏廣
Toshihiro MIKI

工博 大同工業大学教授 工学部建設工学科 (〒457-8532 名古屋市南区白水町 40)

This paper studies the effect of strain rate on the inelastic earthquake response of steel portal frames with the shear collapse of beam. The overstress theory is applied to some empirical equations for evaluating the relationship between the uniaxial viscoplastic stress and strain rate. An approximate method is proposed to solve the differential equation with respect to the viscoplastic overstress and strain rate. The inelastic earthquake response analysis of steel portal frames is performed by using this viscoplastic stress - strain relation. Through the numerical results, it is shown that the increase in the strain rate of web plates due to the plastic shear deformation at the centre of beam slightly affects the cumulative damage and corresponding dissipated energy of plastically deformed portions.

Key Words : strain rate, elasto-viscoplastic, earthquake response, steel frame

キーワード: ひずみ速度, 粘塑性, 地震応答, 鋼骨組

1. まえがき

従来から指摘されているように, 鋼材の機械的性質にはひずみ速度依存性があり, ひずみ速度増大によって降伏点上昇が顕著になる^{1)~9)}. しかし, 衝撃応答^{10)~12)}の場合を除くと, 非弾性応答を呈する鋼構造物については変形速度がそれ程大きくないとの見地から, 準静的な材料試験結果をもとにモデル化された応力 σ -ひずみ ϵ 曲線が地震応答等の数値解析に用いられてきた¹³⁾.

筆者らは, 兵庫県南部地震で現れた一, 二層門形ラーメン橋脚のはり中間部腹板のせん断崩壊の発生要因を数値解析によって調べ, 柱基部とはり中間部腹板で塑性化が進行するラーメンの地震応答の基本的特性を明らかにしてきた^{14)~16)}. その中で, せん断耐力が小さいはり中間部腹板は, 柱基部等と比べて極端に大きなひずみ速度で塑性変形する場合があることを指摘した¹⁶⁾.

せん断を受けて塑性変形するような鋼薄板は, 耐力低下が小さく, ねばりがあるために, 地震時のエネルギー消費部材, ならびに, 構造物全体の損傷を軽微にとどめるためのヒューズ機能を持った部材としての利用が今後増えていくと予想される^{16)~18)}.

しかし, このような部材に塑性変形が局部的に集中してひずみ速度が増大するとき, ラーメンの非弾性地震応

答にどのような影響を及ぼすかは, これまでほとんど検討されていない.

ひずみ速度の問題を取り扱える粘塑性の材料モデルとしては, パネやダッシュポットを組み合わせたレオロジーモデルがあり^{5), 6), 19)}, 応力緩和や変形速度を考慮した骨組の地震応答解析にも応用されている²⁰⁾.

また, 鋼材の高速材料試験を通じて, ひずみ速度による降伏点等の上昇を経験式として表した研究が数多くある^{1)~5), 10), 21), 22)}. たとえば, 若林, 岩井ら^{7), 21)}, 高橋ら¹⁰⁾, 吹田ら²²⁾は, 鋼板あるいは鉄筋を用いて実験を行い, 上・下降伏点の変動を対数表示の数式にまとめている.

さらに, Chang, Sugiuraら²³⁾は, ひずみ速度の大小で降伏局面が拡大・縮小する余応力(*overstress*)モデル²⁴⁾を骨格にして, 繰り返し力下でひずみ速度依存性を考慮した鋼材の力学モデルを作成し, 実験結果²⁵⁾との比較を通じてその妥当性を確かめている. Manzocchi²⁶⁾, Izzuddin, Fang^{27), 28)}は, Malvern²⁹⁾によって提案された一軸粘塑性応力式をもとにして, 粘塑性 σ - ϵ 曲線を導き, それを鋼およびRC骨組の動的応答解析に応用している.

本研究は, 鋼材のひずみ速度依存性を考慮して, はり中央の腹板で塑性せん断変形が集中する一層門形ラーメンの非弾性地震応答解析を行ったものである.

まず, Malvern²⁹⁾が提案した一軸粘塑性応力式から, 粘

塑性域で静的 σ - ϵ 曲線との差異を表す余応力とひずみ速度に関する基礎式について述べる。つぎに、これをひずみ速度による降伏点上昇を表す既往の各種経験式に適用できるように、余応力の近似解法を検討し、その精度を検証する。そして、この粘塑性 σ - ϵ 曲線を門形ラーメンの非弾性地震応答解析に応用する。主として、塑性せん断変形が卓越し、ひずみ速度が大きくなるはり中央腹板に着目して、変位や復元力、各部の累積ひずみ、エネルギー消費の性状を調べ、ラーメンの地震応答性状に及ぼすひずみ速度の影響について考察するものである。

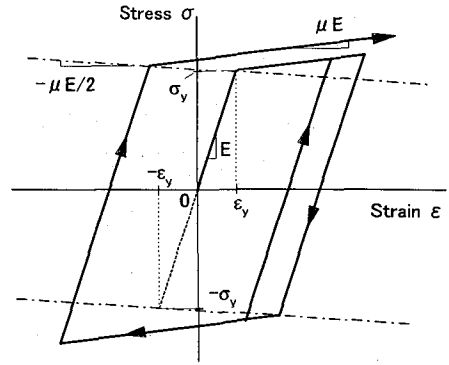


Fig.1 Static stress σ - strain ϵ relationship³⁰⁾

2. ひずみ速度を考慮した鋼材の一軸応力-ひずみ曲線

2.1 ひずみ速度を考慮するときの仮定

粘塑性域にある鋼材の応力 σ -ひずみ ϵ 曲線を導くにあたって、以下の仮定が成り立つものとした。

- 1) 静的な σ - ϵ 関係は、Fig.1に示す Bi-Linear モデルに従う。図中、 E はヤング係数、 μ は塑性域での勾配を表す係数である。文献 30)を参考にして、等方・移動効果を簡易的に考慮できる負勾配($=-\mu E/2$)の補助境界線を仮定している^{14)~16)}。
- 2) σ - ϵ 曲線の弾性範囲はひずみ速度の影響を受けない。
- 3) σ - ϵ 曲線はひずみ速度の履歴によって影響を受けない。
- 4) σ - ϵ 曲線は温度によって影響を受けない。

2.2 一軸粘塑性の応力-ひずみ 関係の基礎式

本研究では、一軸粘塑性を表す σ - ϵ 関係の基本式として、Malvern²⁹⁾によって提案された次式を用いる。

$$E \dot{\epsilon}_p = f[\sigma - g(\epsilon)] \quad (1)$$

ここに、 $\dot{\cdot}$ は時間 t に関する一回微分を表す。 $\dot{\epsilon}_p$ は塑性ひずみ速度、 $g(\epsilon)$ は静的な σ - ϵ 曲線の塑性域を表す関数である。また、 $f(X)$ は余応力 X に関するひずみ速度関数である。 X はひずみ速度を考慮した応力と静的曲線との差異を表し、次式で定義されるものである。

$$X = \sigma - g(\epsilon) \quad (2a)$$

ひずみ ϵ は弾性ひずみ ϵ_e と塑性ひずみ ϵ_p の和で与えられるので、式(1)は次のように書ける。

$$f(X) = E \dot{\epsilon}_p = E(\dot{\epsilon} - \dot{\epsilon}_e) = E \dot{\epsilon} - \dot{\sigma} \quad (3)$$

また、 $g(\epsilon)$ は Bi-linear 型であるので、ひずみ ϵ に関する一回微分は μE となり、式(2a)より次式が得られる。

$$\dot{\sigma} = \dot{X} + g'(\epsilon) = \dot{X} + \dot{\epsilon} \frac{dg(\epsilon)}{d\epsilon} = \dot{X} + \mu E \dot{\epsilon} \quad (4)$$

式(4)を(3)に代入して整理すると、余応力 X に関する一階微分方程式が得られる^{26), 27)}。

$$\dot{X} + f(X) = E(1 - \mu) \dot{\epsilon} \quad (5)$$

上式を解いて、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で時間 t とともに変動する余応力 X を求め、式(2)を用いると、粘塑性域での応力 σ が算定できる。

2.3 ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 、余応力 X および速度関数 $f(X)$ の関係

(1) ひずみ速度による降伏点上昇を表した既往の経験式

ひずみ速度の影響で上昇する降伏応力 σ と余応力 X の算定式は、たとえば、Table 1 の式(6)、(7)、および、(8c)、(8d)のように、 $\dot{\epsilon}$ のべき乗、あるいは対数を含んだ形で提案されている^{1)~5), 11), 21), 22), 26), 27), 29)}。式(2a)の定義に従うと、式(6)、(7)の応力 σ は、式(8a)、(8b)のように X で表すことができる。

ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は式(8)を用いて X の関数として表せるこ

Table 1 Relationship between uniaxial viscoplastic stress σ and strain rate $\dot{\epsilon}$ ($\sigma > 0, X > 0$)

Empirical Equations	Overstress X	Rate function $f(X)$	References
$\sigma = \sigma_y \left\{ 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_*} \right)^{1/p} \right\}$ (6)	$\sigma_y \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_*} \right)^{1/p}$ (8a)	$E(1 - \mu) \dot{\epsilon}_* \left(\frac{X}{\sigma_y} \right)^p$ (9a)	Bonder and Symonds ²⁾ , Perzyna ³⁾ , Manjoine ¹⁾ , Hashmi ⁴⁾ and others ⁵⁾
$\sigma = \sigma_y (a + b \text{Log} \dot{\epsilon})$ (7)	$\sigma_y \{ (a-1) + b \text{Log} \dot{\epsilon} \}$ ($\dot{\epsilon} > 10^{(1-a)/b}$) (8b)	$E(1 - \mu) \cdot 10^{\frac{1}{b} \left(\frac{X}{\sigma_y} - a + 1 \right)}$ (9b)	Wakabayashi et al. ²¹⁾ , Takahashi et al. ^{10), 11)} , Suita et al. ²²⁾
$\sigma = g(\epsilon) + X$ (2b)	$S \cdot \text{Ln} \left(1 + \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_*} \right)$ (8c)	$E(1 - \mu) \dot{\epsilon}_* (e^{X/S} - 1)$ (9c)	Malvern ²⁹⁾ , Manzocchi ²⁶⁾
	$SN \cdot \text{Ln} \left\{ 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_*} \right)^{1/N} \right\}$ (8d)	$E(1 - \mu) \dot{\epsilon}_* (e^{X/SN} - 1)^N$ (9d)	Izzuddin and Fang ^{27), 28)}

Notes; σ_y : static yield stress, $g(\epsilon)$: static stress-strain relation in plastic region, $\dot{\epsilon}_*$, p , a , b , N and S : material constants.

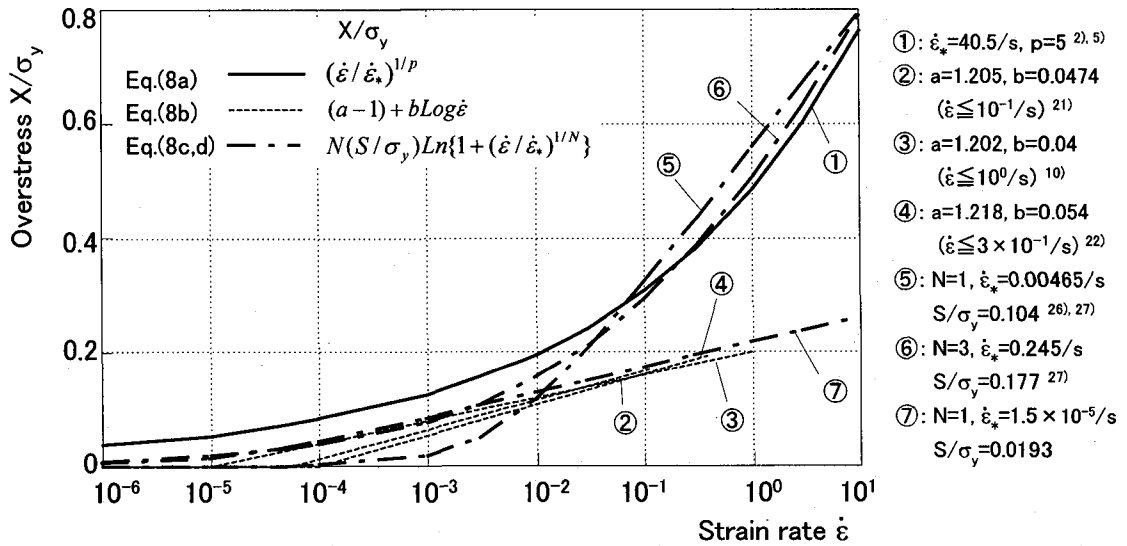


Fig.2 Empirical rate sensitivity relationship between overstress and strain rate ($X > 0$)

と、および、静的 σ - ϵ 関係が Bi-linear 型の場合、塑性ひずみ速度は $\dot{\epsilon}_p = (1-\mu)\dot{\epsilon}$ となることから、速度関数 $f(X)$ は、式(3)を用いると、式(9)のように導くことができる。

ここで、式(6)、(7)中のパラメータ p 、 $\dot{\epsilon}_*$ 、 a および b については、上・下降伏点の変動を表すために、実験を通じて種々な値が示されている ^{1)~5), 10), 11), 21), 22)}。また、式(8c)は Malvern²⁹⁾によって提案され、二つのパラメータ S 、 $\dot{\epsilon}_*$ によって式(6)、(7)を近似できる形になっている ²⁶⁾。式(8d)は、Izzuddinら ²⁷⁾が、式(8c)の自由度を高めるため、パラメータ N を付加したものである。

(2) 余応力 X とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ との関係

X を静的降伏点 σ_y で無次元化して、式(8a~d)の X - $\dot{\epsilon}$ 関係を Fig.2 に示す。ここで、図中の曲線①~⑥で用いた各種パラメータには、過去の実験 ^{10), 21), 22)}や数値解析 ²⁷⁾で提案された値から、代表的なものを取り出している。

曲線①は式(8a)に対応し、Bonderら ^{2), 5)}によって提案された軟鋼の上降伏点に対する余応力 X の変動を表す。また、⑤と⑥は、①を近似するために、Izzuddinら ²⁷⁾が、式(8c,d)のパラメータ N 、 $\dot{\epsilon}_*$ 、 S を定めたものである。本文では、粘塑性 σ - ϵ 曲線を組み込んだ骨組の動的解析法の検証に、これらの曲線を用いる (2.6(3)参照)。

曲線②~④は軟鋼の下降伏点に対する X を表し、それぞれ若林ら ²¹⁾、高橋ら ¹⁰⁾、吹田ら ²²⁾による実験式(7)に対応する。これら三つの曲線では、 σ - ϵ 関係が粘塑性域に入る条件が、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} > 0$ ではなく、式(8b)で $X > 0$ において得られる $\dot{\epsilon} > 10^{(1-a)/b}$ になる。

本研究では、粘塑性 σ - ϵ 曲線を求めるに際して、 $\dot{\epsilon} > 0$ の範囲の X の変動を一つの連続関数で表した式(8a,c,d)を用いる場合について検討していくこととする。曲線⑦は、後述する鋼製ラーメンの地震応答解析で用いるため、実験式②~④のほぼ上限を押さえるように、式(8c)の S と $\dot{\epsilon}_*$ を決めたものである。

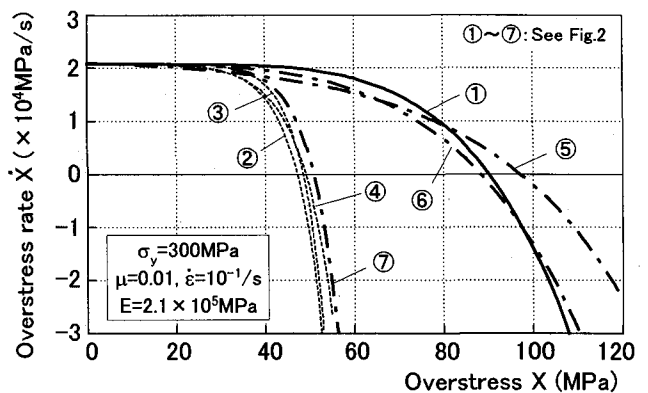


Fig.3 Overstress rate \dot{X} - overstress X curves by Eq.(5) and Eqs.(9a)~(9d)

2.4 余応力の変化率 \dot{X} - X 曲線と X の近似解

(1) ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ による余応力 X の増減

まず、 $\dot{\epsilon} = 0.1/\text{s}$ のときに代表させて、上の曲線①~⑦に対する式(5)の \dot{X} - X 関係を Fig.3 に例示する。曲線⑦は②~④をほぼ包絡する形になっていることがわかる。

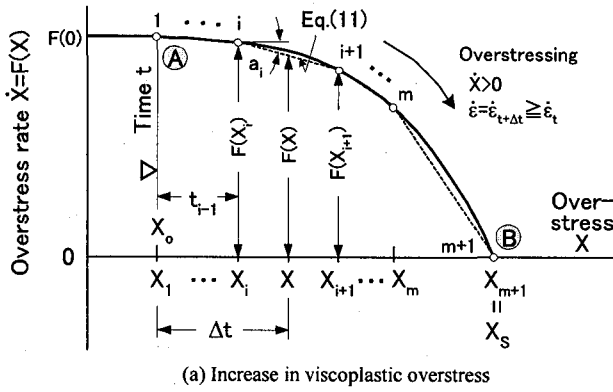
つぎに、ある時刻の応力が引張側の粘塑性域にある場合 ($X > 0$) を想定し、 \dot{X} - X 関係を Fig.4 に模式的に示す。ここで、簡単のため、関数 $F(X)$ を次のように置いている。

$$F(X) = E(1-\mu)\dot{\epsilon} - f(X) \quad (10)$$

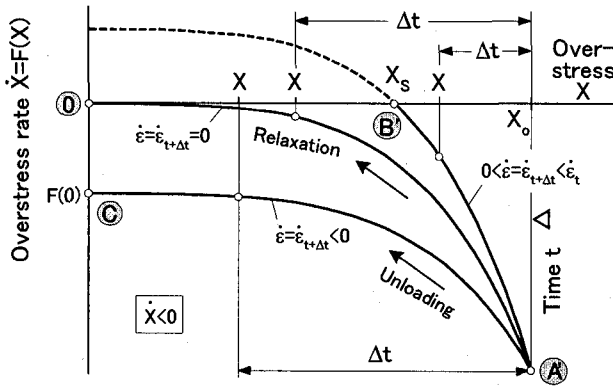
この図に示すように、時刻 $t \sim t + \Delta t$ のひずみ速度の変動とひずみ反転 (除荷) により、 \dot{X} - X 曲線には次の3つの経路が考えられる。以下では、時刻 t および $t + \Delta t$ のときのひずみ速度と増分ひずみを、それぞれ $\dot{\epsilon}_t$ と $\Delta \epsilon_t$ 、および、 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{t+\Delta t}$ と $\Delta \epsilon_{t+\Delta t}$ とし、点 A および A' は、時刻 t のときの余応力 X_0 に相当する点を示す。

i) 同図(a)の点 $A \rightarrow B$: 余応力 X が増加する経路 ($\dot{X} > 0$)

この経路では $\dot{\epsilon}_{t+\Delta t} \geq \dot{\epsilon}_t$ となり、 X は点 A の X_0 から点 B の X_S に向かって増加する。ここで、 X_S は、 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{t+\Delta t}$ 、 $\dot{X} = 0$ に対応する X の上限値であり、式(8)から求められる。



(a) Increase in viscoplastic overstress



(b) Decrease in viscoplastic overstress due to relaxation and unloading

Fig.4 Overstress rate \dot{X} - overstress X relationship by Eqs.(9a), (9c), (9d) and (5)

ii) 同図(b)の点 $A' \rightarrow B'$ と点 $A' \rightarrow O$: X が減少する応力緩和経路 ($\dot{X} < 0$)

点 $A' \sim B'$ の経路では、 $0 < \dot{\epsilon}_{t+\Delta t} < \dot{\epsilon}_t$ となって、余応力は点 A' の X_0 から B' の X_s に向かって減少する。この場合、 X_s は X の下限値を与える。また、ひずみを一定に保持すると、 $\dot{\epsilon} = 0$ 、 $X_s = 0$ となって、点 $A' \sim O$ の経路をたどる。

iii) 同図(b)の点 $A' \rightarrow C$: X が減少する除荷経路 ($\dot{X} < 0$)

これはひずみが反転する $\Delta \epsilon_{t+\Delta t} \cdot \Delta \epsilon_t < 0$ の場合であり、余応力 X は点 A' の X_0 から点 C の $X=0$ に近づく。

(2) 余応力 X の近似解

式(9)の形の速度関数 $f(X)$ を含んだ式(5)から余応力 X の解を閉じた形で求めるのは煩雑となるため²⁶⁾、本研究では、以下に述べる近似解法で X を求める。

上記 i) の経路 $A \sim B$ ($\dot{X} > 0$) に代表させて、本文で用いた方法を以下に説明する。

まず、時刻 $t \sim t + \Delta t$ 間でひずみ速度 $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_{t+\Delta t}$ は一定であると仮定し、式(10)の $F(X)$ を時間 t に対して独立した関数として取り扱う。

つぎに、Fig.4(a)に示すように、式(5)の $\dot{X}-X$ 曲線を $X = X_0 \sim X_s$ 間で m 等分割して折れ線近似する。すると、同式は、分割点 $i \sim i+1$ の間で、 X の線形式として、次のように表すことができる。

$$\dot{X} = a_i(X - X_i) + F(X_i) \quad (11)$$

ここに、

$$a_i = \frac{F(X_{i+1}) - F(X_i)}{X_{i+1} - X_i} = -m \frac{f(X_{i+1}) - f(X_i)}{X_s - X_0} \quad (12)$$

$$X_i = X_0 + \frac{X_s - X_0}{m}(i-1) \quad (1 \leq i \leq m) \quad (13)$$

ただし、 $X_{m+1} = X_s$ 、 $F(X_{m+1}) = 0$ である。

時間増分 $\Delta t = t_{i-1}$ のときに $X = X_i$ となる初期条件を用いると、式(11)の解は次のようになる。

$$X = \frac{F(X_i)}{a_i} \{e^{a_i(\Delta t - t_{i-1})} - 1\} + X_i \quad (14)$$

ここに、 t_{i-1} は、点 $1 \sim i$ 間に対応する時間であり、次式で求められる。

$$t_{i-1} = \sum_{j=1}^{i-1} \Delta t_j \quad (15)$$

Δt_j は一つの区間 j の左端 X_j から右端 X_{j+1} まで進むのに要する時間である。式(14)で $X = X_{j+1}$ 、 $X_i = X_j$ 、 $a_i = a_j$ および $t_{i-1} = 0$ と置いて、 Δt_j は次のように得られる。

$$\Delta t_j = \frac{1}{a_j} \text{Ln} \frac{F(X_{j+1})}{F(X_j)} \quad (16)$$

式(14)から m 個の X が求められ、 $X_i \leq X \leq X_{i+1}$ 、 $F(X_i) \leq F(X) \leq F(X_{i+1})$ を満たす X 値が式(5)の近似解となる。点 $A' \sim B'$ 、 $A' \sim O$ の応力緩和、および、点 $A' \sim C$ の除荷の場合も、全く同様にして X を求めることができる。ただし、点 $A' \sim O$ と $A' \sim C$ の経路上の X を求める場合は、式(11)~(16)において、 $X_s = 0$ とおく必要がある。

2.5 各種状態における余応力 X と接線係数 E_t

上で示した $\dot{X}-X$ 曲線に対応させて、 $\sigma-\epsilon$ 曲線の粘塑性域における余応力 X の変動パターンを Fig.5 に示す。

(1) 弾性域から粘塑性域に入るとき(同図(a)の点 $n-1 \sim n$)

弾性域の点 $n-1$ から粘塑性域の点 n に進む場合、点 a で降伏後、点 n までのひずみ $\Delta \epsilon_{n2}$ が余応力 X_n に寄与すると考える。すなわち、

$$\Delta \epsilon_{n2} = \Delta \epsilon_n - \Delta \epsilon_{n1} = \Delta \epsilon_n - \frac{\sigma_{ya} - \sigma_{n-1}}{E} \quad (17)$$

これに対応する時間 Δt_{n2} は、次式より換算できる。

$$\Delta t_{n2} = \frac{\Delta \epsilon_{n2}}{\Delta \epsilon_n} \times \Delta t_n \quad (18)$$

すると、 X_n は、ひずみ速度 $\dot{\epsilon} = \Delta \epsilon_n / \Delta t_n$ とし、増分時間 Δt_n の代わりに Δt_{n2} を用いて、式(14)から算定できる。

(2) 粘塑性域負荷と応力緩和(同図(a), (b))

同図(a)の点 $n(A) \sim n+1(B)$ の区間は $\dot{\epsilon}_{n+1} \geq \dot{\epsilon}_n$ の場合であり、 X が増加する。また、同図(b)に示すように、点 $n-1(A')$ 以降、 $0 < \dot{\epsilon}_n < \dot{\epsilon}_{n-1}$ であれば、 X は点 A' から B' に向かって減少し、点 n' で X_n となる。 $\dot{\epsilon}_n = 0$ のときは、増分ひずみが 0 となり、 X は点 O の方に近づき、点 n で X_n となる。いずれの場合も、式(14)から X を直接算定できる。

(3) 粘塑性域で除荷が起こるとき(同図(c))

同図(c)に示すように、粘塑性域の点 $n-1(A')$ からひず

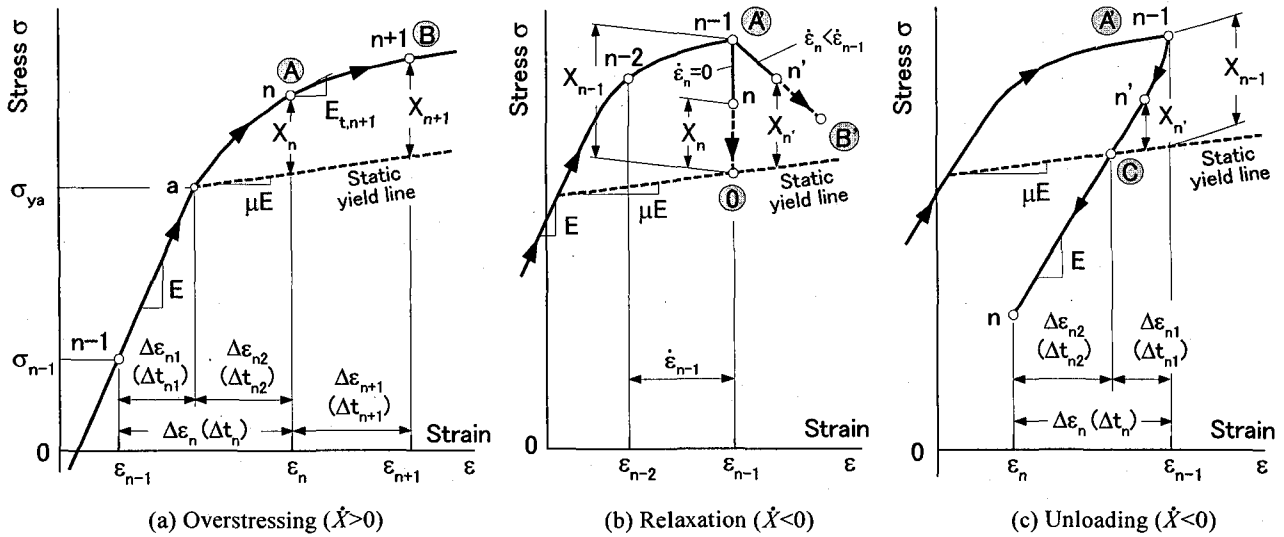


Fig.5 Variation of overstress X in viscoplastic region with strain rate

みが反転するとき、 $n-1(A') \sim n(C)$ の増分計算で、応力が粘塑性域に留まるかどうかを判定する必要がある^{26), 27)}。

上述の方法に従って、点 $A' \sim C$ 間の $\dot{X}-X$ 関係を折れ線近似すると、この間に対応する時間 Δt_m は、式(15)と同様に、次式より求められる。

$$\Delta t_m = \sum_{j=1}^m \Delta t_j \quad (19)$$

ここに、 Δt_j は式(16)から算定できる。

すると、点 A' から弾性域突入までのひずみ $\Delta \epsilon_{m1}$ は、次のように換算できる。

$$\Delta \epsilon_{m1} = \frac{\Delta t_{m1}}{\Delta t_n} \Delta \epsilon_n = \dot{\epsilon}_n \Delta t_{m1} \quad (20)$$

点 $n-1$ からの増分ひずみが $|\Delta \epsilon_{n1}| > |\Delta \epsilon_{n1}|$ のとき、応力は弾性域に入る (同図(c)の点 n)。また、 $|\Delta \epsilon_{n1}| \leq |\Delta \epsilon_{n1}|$ のとき、応力は粘塑性域に留まるので、式(14)を用いて、点 n' の余応力 $X_{n'}$ を算定できる。いずれの場合も、点 $A' \sim C$ の経路上で塑性ひずみが減少する。

(4) 接線係数 E_t

粘塑性域における接線係数 E_t は、式(2)と式(12)~(14)を用いると、次のようにまとめることができる。

$$\begin{aligned} E_t &= \frac{d\sigma}{d\epsilon} = \frac{dX}{d\epsilon} + \frac{d\sigma(\epsilon)}{d\epsilon} = \frac{1}{\Delta t} \frac{dX}{d\dot{\epsilon}} + \mu E \\ &= -\frac{1}{\Delta t} \left\{ \frac{1}{a_i^2} \frac{da_i}{d\dot{\epsilon}} F(X_i) - \frac{1}{a_i} \frac{dF(X_i)}{d\dot{\epsilon}} \right\} (e^{a_i(\Delta t - t_{i-1})} - 1) \\ &\quad + \frac{1}{a_i \Delta t} F(X_i) \left\{ \frac{da_i}{d\dot{\epsilon}} (\Delta t - t_{i-1}) - a_i \frac{dt_{i-1}}{d\dot{\epsilon}} \right\} e^{a_i(\Delta t - t_{i-1})} \\ &\quad + \frac{1}{\Delta t} \frac{i-1}{m} \frac{dX_s}{d\dot{\epsilon}} + \mu E \end{aligned} \quad (21)$$

ここに、 $\dot{\epsilon} > 0$ の粘塑性域では、式(8)で与えられる X_s が $\dot{\epsilon}$ の関数となり、 X_s を含むすべての諸量が $\dot{\epsilon}$ に関する微分の対象になる。なお、下線を引いた項を 0 と置くと、上式は、 $\dot{\epsilon} = 0$ の応力緩和経路 ($A' \sim O$)、および、 $\dot{\epsilon} < 0$

の除荷経路 (点 $A' \sim C$) 上の E_t を与える。

2.6 余応力 X の近似解法の精度について

(1) $\dot{X}-X$ 曲線の分割数 m の取り方

ひずみ ϵ の時刻歴を Fig.6(a) のように仮定し、 $X-\dot{\epsilon}$ 曲線⑦を用いて、分割数 m の影響を調べた。 $m=1, 3$ および 5 の場合について、応力 σ の時刻歴と $\sigma-\epsilon$ 曲線を同図 (b), (c) に示す。式(8c)に対して Manocchi²⁶⁾ が導いている式(5)の閉鎖解も同図に示している。

これらの図からわかるように、 $m=1, 3$ のとき、 $\dot{\epsilon} = 0$ の応力緩和域、 $\dot{\epsilon} > 0$ で余応力が一定になるまでの範囲、および $\dot{\epsilon} < 0$ の除荷域では、Manocchi の閉鎖解よりも、応力が小さくなる傾向がある。これは、Fig.4 に示した点 $A \sim B$, $A' \sim B'$ あるいは $A' \sim C$ の区間が長い場合、分割が少ないと近似が粗くなるためである。しかし、 $m=5$ とすれば、解析結果は閉鎖解とほぼ一致している。

(2) 繰り返しを受けるときの応力-ひずみ曲線

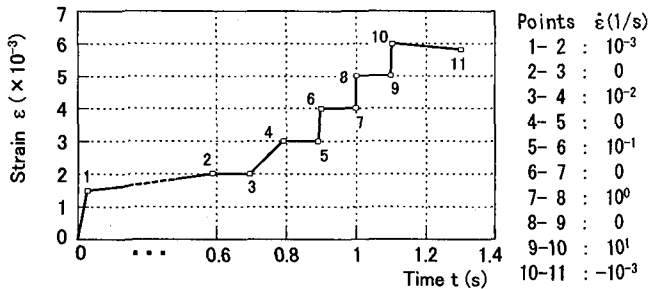
上と同じ $X-\dot{\epsilon}$ 曲線を用いて、定ひずみ振幅の繰り返し力下でひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ が漸増するときの $\sigma-\epsilon$ 曲線を求めた。ひずみ反転点間を 50 等分割した結果を Fig.7 に示す。

この図から、 $\dot{\epsilon}$ が増大すると余応力 X が大きくなり、 $\sigma-\epsilon$ 曲線のループが拡大することがわかる。 $m=1$ のときには、粘塑性域に入って余応力が一定になるまでの個所で応力が小さく評価され、上と同様な傾向が見られる。

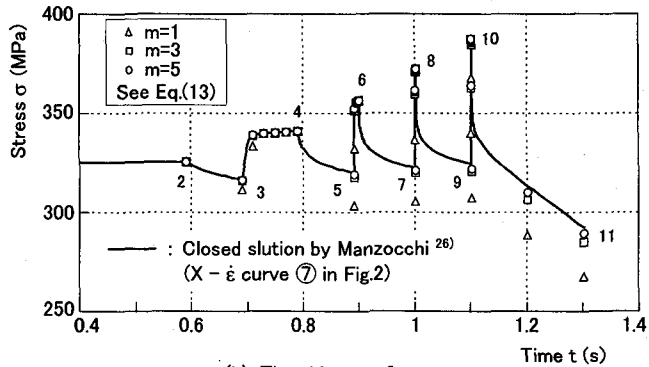
文献 28) では、 $X=X_0 \sim X_s$ 間を割線で 1 分割して $\dot{X}-X$ 曲線を近似する方法が提案されており、本文で $m=1$ の場合に相当する。文献 27) では、 $X=X_0$ における接線と $X_0 \sim X_s$ 間の割線を用いた方法が提案されているが、時刻 Δt が解の精度に影響を及ぼす結果が示されている。

本手法では、粘塑性域で負荷、除荷および応力緩和の三つの経路すべてに対して、 $\dot{X}-X$ 曲線の分割数を $m=5$ 程度にすれば、 Δt の大小にかかわらず、精度の高い近似解が得られる。

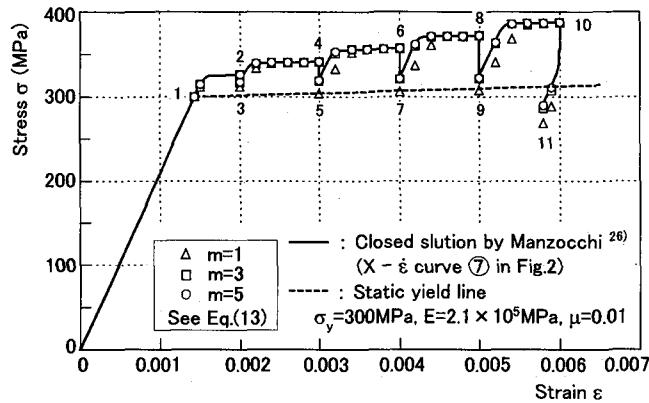
以上から、本近似解法は、余応力 X が $\dot{\epsilon}$ のべき乗、あるいは対数を含んだ多項式で表されている場合に、粘塑



(a) Time history of strain



(b) Time history of stress σ



(c) Elasto-viscoplastic $\sigma - \epsilon$ curve

Fig.6 Variation of viscoplastic stress under varying strain rate

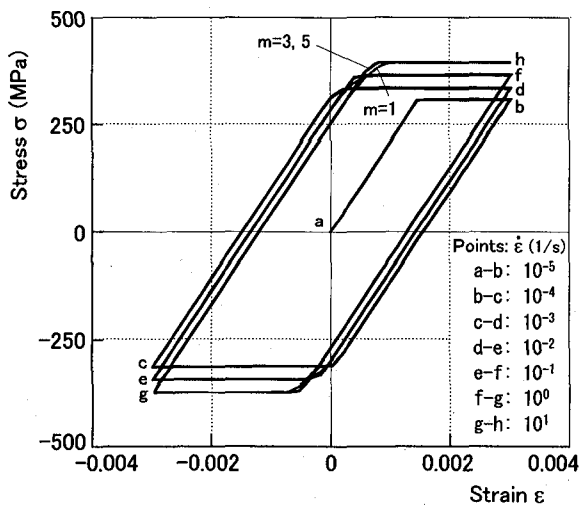
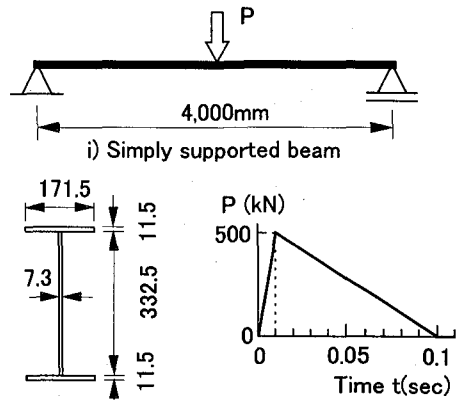


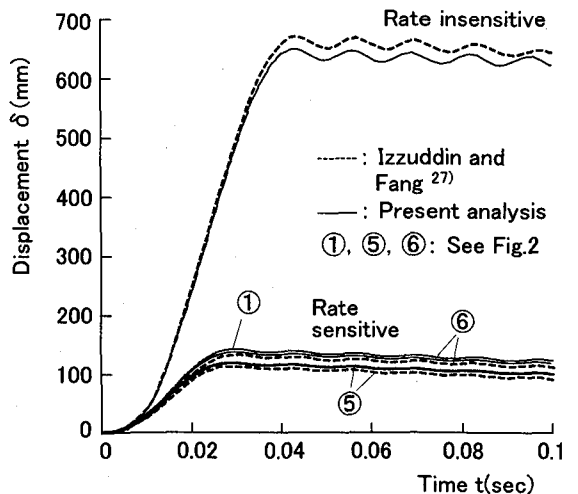
Fig.7 Variation of stress - strain curve with increasing strain rate

性応力-ひずみ曲線を求めるのに有効になると考える。

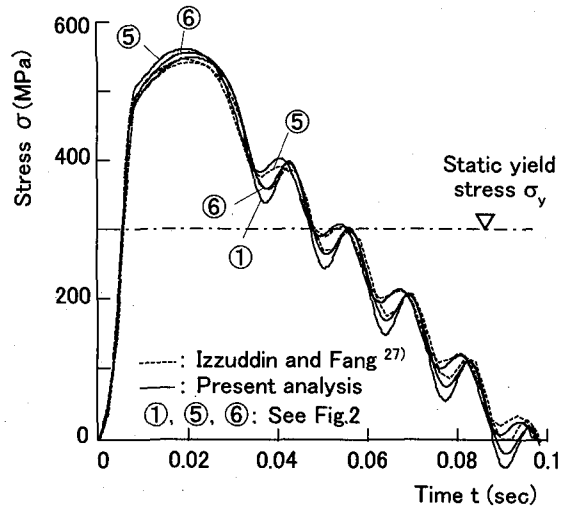
(3) 衝撃荷重を受ける単純ばりの動的応答解析



(a) Numerical model ²⁷⁾



(b) Vertical displacement at centre of beam



(c) Stress at bottom of centre of beam

Fig.8 Comparison of numerical results by present study with those by Izzuddin and Fang ²⁷⁾

上述した粘塑性 $\sigma - \epsilon$ 曲線を平面骨組の動的解析プログラム ³²⁾ に組み込んだ。これを検証するため、Izzuddin ²⁷⁾ らが用いた衝撃荷重を受ける単純ばりを解析した。はり断面と衝撃荷重は Fig.8(a) に示すとおりである。ここで、材料の静的降伏点 $\sigma_y = 300$ MPa、ヤング係数 $E = 2.1$

$\times 10^5 \text{MPa}$, $\mu=0.01$ である。 $X-\dot{\epsilon}$ 関係としては、文献 27)と同じ条件とするため、曲線①をモデル化した⑤、⑥を用いた。また、比較のため、曲線①を用いた場合と、ひずみ速度の影響を考慮しない場合の解析も行った。

はり1要素2節点で計6自由度を持つ平面骨組要素を用いてモデル化し、対称性を利用してはりの半分を10等分割して解析した。その際、はりの自重に対応させて集中質量 (Lumped mass) を各節点に仮定した。運動方程式の数値積分には平均加速度法 ($\beta=0.25$) を用いて、時間刻み Δt は 0.0005s とした。減衰は考慮していない。なお、 $\dot{X}-X$ 曲線の分割数は $m=5$ としている。

はり中央のたわみと同下端の応力の時刻歴応答を同図 (b), (c) に示す。

これらの図からわかるように、 $X-\dot{\epsilon}$ 曲線⑤、⑥を用いた場合、および、ひずみ速度を考慮しない場合の本解析結果は Izzuddin らの結果とよく一致している。なお、曲線①、⑤、⑥の解析結果に大きな差は見られず、これらの曲線の差異が解析結果に及ぼす影響は小さいと言える。

3. はり崩壊型門形ラーメンの地震応答解析

上述の粘塑性 $\sigma-\epsilon$ 曲線を用いて、はり中央腹板が塑性せん断崩壊する鋼一層門形ラーメンの非弾性地震応答解析を行う。はり中央腹板の弾塑性性状がひずみ速度効果でどのように変動し、それがラーメンの地震応答性状にどのような影響を及ぼすかを調べる。

3.1 解析上の仮定、解析モデル、および解析方法

(1) 解析上の仮定

- 1) 余応力 X -ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 関係は、実験経験式②~④²¹⁾、¹⁰⁾、²²⁾を近似した曲線⑦で与えられる (Fig.2 参照)。
- 2) 曲げモーメントよりもせん断力が卓越する隅角部腹板とはり中央腹板では、せん断によってのみ塑性化が起こり¹⁴⁾、単純せん断状態にあるとみなせる³³⁾。
- 3) 隅角部とはり中間部では、腹板を囲むフランジ・プレート、ダイアフラムおよび垂直補剛材による耐力上昇等の枠組効果は無視できる。
- 4) 隅角部腹板とはり中央腹板に粘塑性 $\sigma-\epsilon$ 曲線を適用する場合、 $\sqrt{3}\dot{\epsilon}$ がせん断変形角速度 $\dot{\gamma}$ に対応するものとする。曲線⑦に対応するせん断余応力 τ_x と $\dot{\gamma}$ の関係を図示すると Fig.9 のようになる。

仮定 4)は、単純せん断に対する相当ひずみから、 $\dot{\epsilon}$ と $\dot{\gamma}$ を関係付けたものである³¹⁾。ちなみに、文献 18)では、せん断を受ける極低降伏点鋼板の繰り返し載荷実験が行われ、 $\dot{\gamma} \approx 2\dot{\epsilon}$ とすれば、せん断降伏耐力上昇率-せん断変形角速度 $\dot{\gamma}$ 曲線は素材の高速引張試験による降伏点上昇率-ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ 曲線にほぼ対応するという結果が示されている。ただし、Fig.9 において $\dot{\gamma}=2\dot{\epsilon}$ としても、 $\dot{\gamma}=\sqrt{3}\dot{\epsilon}$ に対する $\tau_x-\dot{\gamma}$ 曲線との差異は非常に小さい。

(2) 解析モデルと地震応答解析法

本文の数値解析では、ひずみ速度を考慮しない結果と

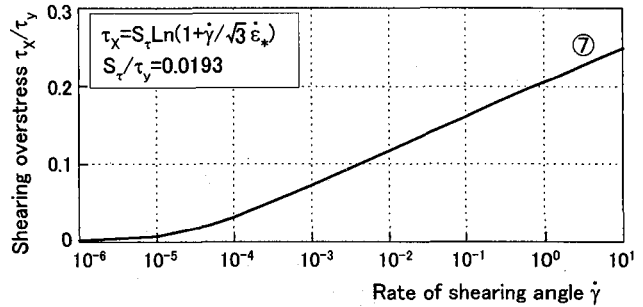
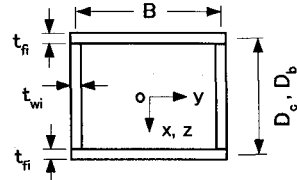
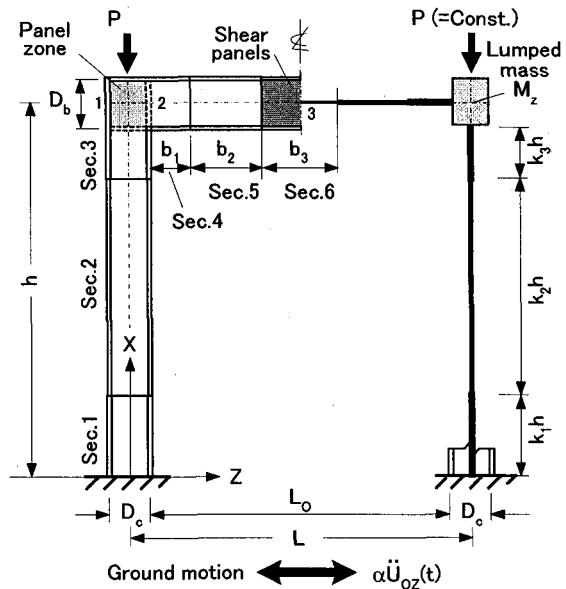


Fig.9 Rate sensitivity curve for shearing overstress



(a) Cross-section of Sec.i ($i=1, 6$)



(b) Portal frame with shear collapse at centre of beam

Fig.10 Numerical model of portal frame subjected to horizontal ground motion¹⁵⁾

比較するため、文献 15)と同じ解析モデルで、同じ解析条件を用いた。すなわち、解析対象は、Fig.10 に示すように、柱頭部に上部工死荷重に相当する定鉛直荷重 P が作用した状態で水平地動 $\alpha \ddot{U}_{oz}(t)$ を受ける一層一径間の門形ラーメンとした。

柱とはりは、断面 Sec.1~Sec.6 からなる。Sec.6 は、腹板に塑性せん断変形の発生を想定した断面 (Shear panels) である。解析モデルの寸法諸元と降伏点等を Table 2 にまとめる¹⁵⁾。ここで、塑性せん断変形する Sec.6 の長さは、はりの腹板高さ D_b の2倍に仮定している。また、塑性化するまでに弾性座屈は起こらず、塑性座屈が起こっても、静的な $\tau-\gamma$ 関係は Bi-Linear 型の曲線 (Fig.1 参照) で近似できるものとしている¹⁷⁾。

ラーメンの動的応答解析は、概ね文献 14), 32) に示した方法に従っている。解析では、部材要素の質量ならば

Table 2 Dimension and yield point of numerical model for a portal frame with a parameter β_{py} of 0.842¹⁵⁾

Cross-section <i>i</i>	Items		Yield point σ_{fyi} (σ_{wyi}) (MPa)
	Thickness (cm)		
	t_{fi}	t_{wi}	
Sec.1	3.20	2.40	337 (337)
Sec.2	2.60	1.95	353 (353)
Secs.3	3.60	2.70	379 (379)
Sec.4 and Sec.5	3.60	2.70	379 (379)
Sec.6 (Shear panels)	3.60	0.90	314 (314)

Notes; ; $h=15m$, $L=12m$, $B=2m$, $D_c=D_b=1.5m$, $b_1+b_2=2.5D_b$, $b_3=2D_b$, panel zone: $t_{ws}=2.7cm$ and $\sigma_{sy}=379Mpa$, $k_1=0.263$, $k_2=0.667$, $k_3=0.07$, $L_o/D_c=7$, $P=0.159N_{y2}$ and $M_z=1.103 \times 10^6 kg$, $E=2.06 \times 10^5 MPa$, $\mu=0.01$ (See Fig.1), N_{y2} : squash force of Sec.2, σ_{fyi} and σ_{wyi} : yield point of flange and web plates of Sec.*i*, respectively.

に減衰の影響を無視し、鉛直荷重の作用位置に水平並進運動に対する集中質量 M_z を仮定してラーメンを2自由度の振動体にモデル化した。質量 $2M_z$ を持つ1自由度系に置換すると、ラーメンの固有周期は $T_o \approx 1s$ となる。水平地震加速度としては El Centro 波 (1941) の NS 成分記録の最初の 8 秒間を 2 倍 ($=\alpha$) に増幅して用いた。これは、はり腹板が弾性状態に留まるラーメン ($\beta_{py}=1.31$) に対して、柱頭部の水平変位の弾性応答値が降伏変位の約 3.4 倍になる加速度に相当する。

はり中間部腹板がせん断崩壊する条件としては、文献 15) で示した次のパラメータ β_{py} を参考にした。

$$\beta_{py} = \frac{1}{2\xi} \frac{L_o}{D_c} \frac{Q_{by}}{Q_{sy}} \quad (22)$$

ここに、

L_o , D_c : 左右の柱の内側フランジ・プレート間のスパンと柱の腹板高さ (Fig.10 参照)。

Q_{by} : はり中央腹板の降伏せん断力

$$Q_{by} = 2D_b t_{w6} \tau_{y6} \quad (23)$$

Q_{sy} : 隅角部腹板の降伏せん断力

$$Q_{sy} = 2D_b t_{ws} \tau_{sy} \quad (24)$$

t_{w6} , t_{ws} : はり中央腹板 Sec.6 と隅角部腹板の板厚。

τ_{y6} , τ_{sy} : はり中央腹板 Sec.6 と隅角部腹板の降伏せん断力。

ξ : 地震動の影響を考慮するためのパラメータ

$$\xi = 1 + \frac{Q_{cIE}}{4D_c t_{ws} \tau_{sy}} \quad (25)$$

Q_{cIE} : 水平地震を受けて隅角部腹板がせん断降伏するとき、隅角部直下の柱断面に作用するせん断力。

これまでの研究^{14)~16)}によると、 $\beta_{py} < 1$ のとき、はり中央腹板のせん断降伏が隅角部腹板より先行して起こり、はり中央部に塑性せん断変形が集中する。

本文では、 $\beta_{py} \approx 0.02 \sim 1.3$ の範囲でパラメトリック解析を行う。その際、ラーメンの弾性応答が同一になるように、部材寸法諸元を一定にして、 β_{py} 値に対応するように、はり中央腹板の降伏点を変化させている。

ここで、はり中央腹板は、 $\beta_{py}=0.842$ のときに SM490 材、 $\beta_{py} \approx 0.26$ のときには降伏点が 100MPa 程度の極低降伏点鋼に相当する。 $\beta_{py} < 0.26$ の範囲の解析モデルに対する結果は、腹板のせん断耐力が小さくなった場合にどのような現象が起こるかを確かめるための数値計算上のものであり、実現が難しい断面構成のラーメンになる。

3.2 ラーメンの非弾性地震応答解析の結果と考察

(1) 復元力-変位曲線と断面力-ひずみ曲線

パラメータ $\beta_{py}=0.842$ と 0.351 のラーメンについて、水平復元力 H -水平変位 δ 曲線、柱基部の曲げモーメント M_1 -曲率 ϕ_1 曲線、および、はり中央のせん断力 Q -せん断変形角 γ_6 曲線の解析結果を Fig.11, Fig.12 に示す。図中には、ひずみ速度を考慮しない各曲線を文献 15) の解析結果から抽出して比較している。ここで、 $\beta_{py}=0.842$, 0.351 は、それぞれはり中央腹板の塑性変形が大きくなり始める点、および、同腹板の塑性変形が激増してエネ

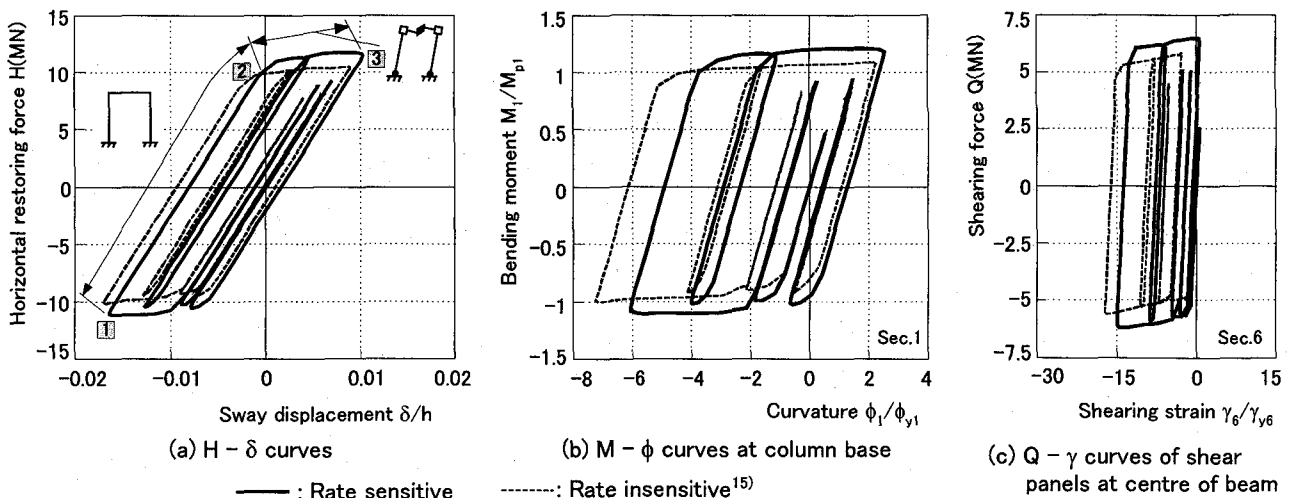


Fig.11 Inelastic earthquake response of portal frame with β_{py} of 0.842

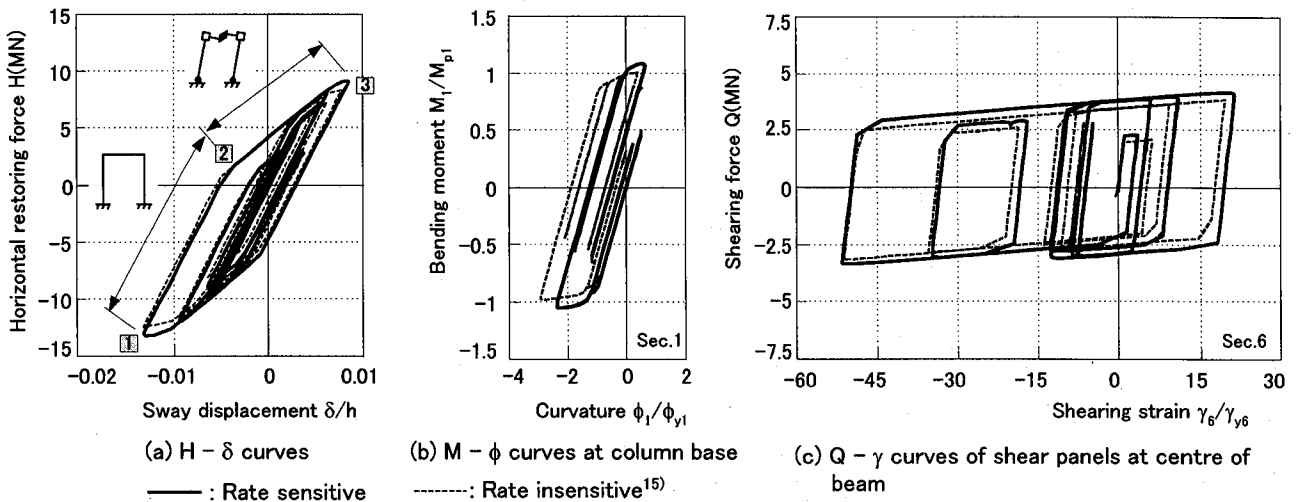


Fig.12 Inelastic earthquake response of portal frame with β_{py} of 0.351

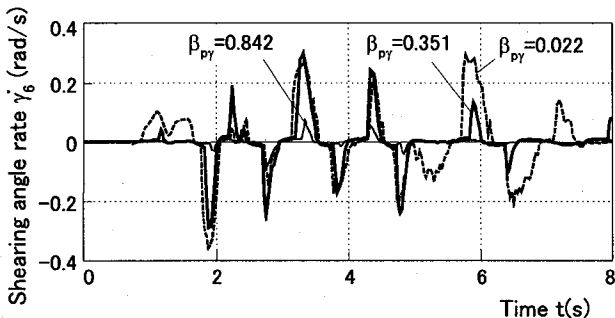


Fig.13 Time history of shearing angle rate of shear panels Sec.6 at centre of beam

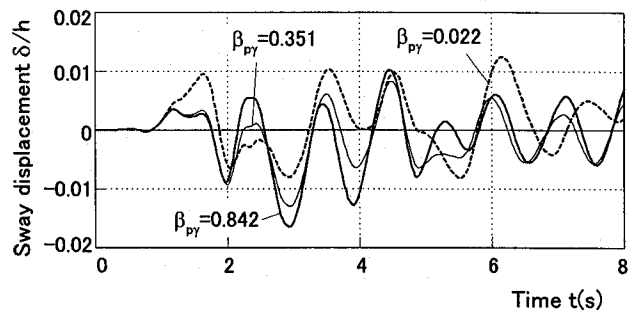


Fig.14 Time history of sway displacement at top of column

ルギー消費が最大になる点に対応する (3.3(2)参照)。なお、 δ は柱高さ h で、また M 、 ϕ および γ_6 は、それぞれ対応する断面の全塑性モーメント M_{pi} 、降伏曲率 ϕ_{yi} 、および降伏せん断ひずみ γ_{yi} で無次元化している。

まず、Fig.11 からわかるように、 $\beta_{py}=0.842$ のとき、 $H-\delta$ 、 $M_1-\phi_1$ および $Q-\gamma_6$ 曲線では、ひずみ速度の影響で復元力、抵抗曲げモーメント、および、抵抗せん断力が約16%大きくなり、ひずみは逆に小さくなっている。

一方、Fig.12 から、 $\beta_{py}=0.351$ のとき、柱基部の $M_1-\phi_1$ 曲線のループは $\beta_{py}=0.842$ のときに比べてかなり小さくなっていることがわかる。ひずみ速度の影響で応答曲率が小さくなり、抵抗曲げモーメントが上昇している点は、 $\beta_{py}=0.842$ のときと同様である。はり中央の $Q-\gamma_6$ 曲線では、せん断変形角が著しく大きくなっているが、ひずみ速度による抵抗せん断力の上昇よりも、ひずみ硬化による上昇の方が大きい。

また、 $\beta_{py}=0.351$ のときの $H-\delta$ 曲線では、ひずみ速度の影響がほとんど現れていない。この理由としては、はり中央で塑性変形が集中しても、元々のせん断耐力が小さいため、少々の耐力上昇があってもラーメン全体の復元力上昇に寄与する割合が小さいことが挙げられる。これに対して、 $\beta_{py}=0.842$ のラーメンでは、抵抗断面力の大きな柱基部断面の塑性変形が大きいため、ひずみ速度の影響で耐力上昇が比較的顕著になったと考えられる。

なお、 $H-\delta$ 曲線中の崩壊モードの概略図からわかるように、 β_{py} が小さくなると、はり中央腹板が早期にせん断降伏するため (たとえば、図中の点 2)、弾性応答の範囲が狭まり、 $H-\delta$ 曲線はひし形に近い形となっている。

ここで、 $\beta_{py}=0.351$ に対する腹板の降伏点は 131MPa であり、実際に利用できるとすれば極低降伏点鋼になる。本文の数値計算では、腹板の降伏点にかかわらず、粘塑性応力とひずみ速度の基本式 (Fig.9 参照) に同じものを仮定しているため、塑性せん断屈服も含んだ極低降伏点鋼板の弾塑性性状については、今後検討の余地がある¹⁸⁾。

(2) はり中央腹板のひずみ速度の時刻歴応答

$\beta_{py}=0.022, 0.351$ および 0.842 の場合について、はり中央のせん断変形角速度 $\dot{\gamma}_6$ の時刻歴応答を Fig.13 に示す。

この図から、 β_{py} が小さくなり、腹板の塑性せん断変形が大きくなるにつれて、速度 $\dot{\gamma}$ が增大することがわかる。なお、ひずみ硬化の影響を確かめるため、腹板の静的 $\sigma-\epsilon$ 曲線の塑性域での勾配 μ を 0.001 とした解析も行った。それによると、 $\dot{\gamma}$ は $\beta_{py}=0.022$ のときで約 0.43 rad/s まで大きくなった。

(3) はり中央腹板の塑性化による水平変位応答の変動

$\beta_{py}=0.022, 0.351$ および 0.842 のときの柱頭部の水平変位 δ の時刻歴応答を Fig.14 に比較する。

この図から、 δ の応答は $\beta_{py}=0.351$ のときが一番小さくなっていることがわかる。 $\beta_{py}=0.022$ のときは、はり腹

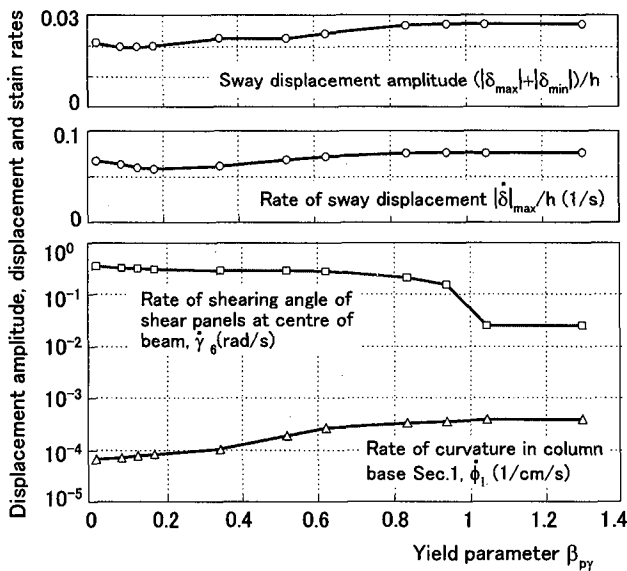


Fig.15 Variation of maximum sway displacement amplitude, displacement rate and strain rate with β_{py}

板のせん断耐力が非常に小さいために早期に塑性化が起こり、ラーメンの弾性応答域が小さくなって、応答波形が長周期化する傾向が見られる。

3.3 はり中央腹板で塑性せん断変形する門形ラーメンの崩壊性状に及ぼすひずみ速度の影響

(1) ラーメンの最大水平変位振幅，変形速度，および断面の最大ひずみ速度

柱頭部の正負の最大水平変位振幅の和 $|\delta_{max}|+|\delta_{min}|$ ，水平変位速度 $\dot{\delta}$ ，柱基部 Sec.1 の曲率速度 $\dot{\phi}_1$ ，および、はり腹板 Sec.6 のせん断変形角速度 $\dot{\gamma}_6$ の各絶対最大値と β_{py} の関係を Fig.15 に示す。

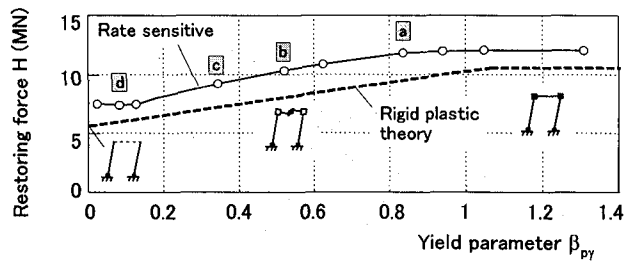
この図からわかるように、ラーメンの最大応変位と変形速度は、 $\beta_{py} > 0.2$ の範囲で β_{py} の減少とともに小さくなり、最大で約 25~30%も抑えられている。

また、柱基部 Sec.1 の曲率速度は β_{py} 値の減少とともに小さくなっている。これは、はり腹板の塑性化とともに、柱基部の塑性変形が小さくなるためである。これに対して、はり中央腹板のせん断変形速度は、塑性化し始める $\beta_{py} = 約 1$ のときに大きくステップし、その後は β_{py} の減少とともに、約 0.16~0.36rad/s まで漸増している。

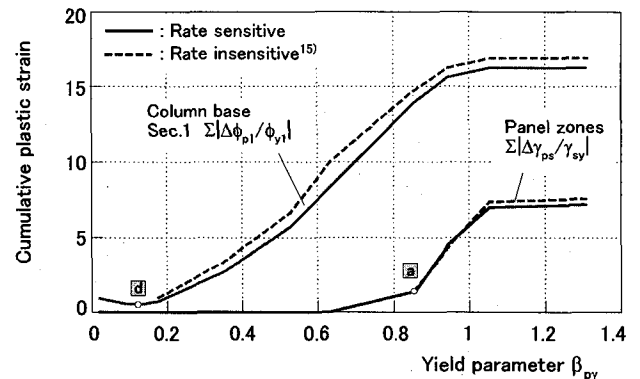
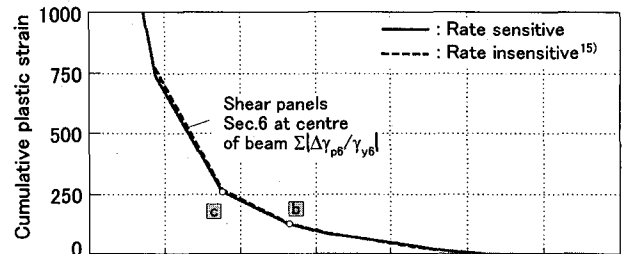
これらの結果から、塑性せん断変形するはり中央腹板のひずみ速度は増大するが、ラーメンの変形速度や柱基部の損傷は逆に小さくなる事がわかる。

(2) ラーメンの最大水平復元力，各部の累積ひずみ，および，消費エネルギーの変動

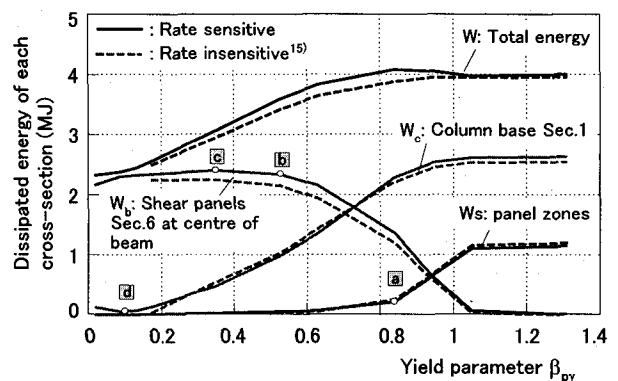
β_{py} によるラーメンの最大水平復元力，損傷，および，消費エネルギーの変動を Fig.16 にまとめる。ここに、損傷を表す諸量としては、各断面のひずみと消費エネルギーを用いた。ひずみに関する結果は、柱基部 Sec.1 の増分塑性曲率，および、隅角部とはり中央腹板 Sec.6 の増分塑性せん断変形角の各絶対値和，それぞれ $\Sigma|\Delta\phi_1|$ ， $\Sigma|\Delta\gamma_{ps}|$ および $\Sigma|\Delta\gamma_{pl}|$ を整理した^{14)~16)}。以下，これらを総



(a) Maximum response of horizontal restoring force H



(b) Cumulative plastic strain of Sec.1, Sec.6 and panel zones



(c) Dissipated energy by Sec.1, Sec.6 and panel zones

Fig.16 Variation of maximum restoring force, cumulative plastic strain and dissipated energy with β_{py}

称して累積ひずみと呼ぶ。また、エネルギーについては、Sec.1，隅角部腹板，および，Sec.6 の消費エネルギーをそれぞれ W_c ， W_s および W_b として，ラーメン全体の履歴エネルギー W と一緒にまとめている。

a. 最大復元力の変動 (同図(a))

最大水平復元力は、 β_{py} の減少とともに漸減し、図中に示した剛塑性解の変動と同様な傾向がある。ひずみ硬化とひずみ速度の影響で 20~25%の耐力上昇が見られる。

b. 累積ひずみと消費エネルギー (同図(b), (c))

各部の累積ひずみとそれに対応する消費エネルギーの

β_{py} による変動は、ひずみ速度を考慮した場合、考慮しない場合ともに同様な傾向を呈している。

柱基部 Sec.1 では、 $\beta_{py} < 1$ の範囲でひずみ速度効果によって累積ひずみが約 7~22%減少している。これは、Fig.15 に示したように、水平変位応答が小さくなっていることに対応する。しかし、上述したように、曲率が小さくなった分だけ抵抗モーメントが大きくなっているため、消費エネルギーはひずみ速度を考慮しないとときと大差ない (Fig.11(b), Fig.12(b)参照)。

また、はり腹板が弾性域にあり、隅角部腹板が塑性化する $\beta_{py} > 約 1.05$ の範囲では、隅角部腹板の累積ひずみと消費エネルギーがひずみ速度の影響で約 7%減少している。しかし、柱基部と同様に、ひずみ速度の影響は小さい。 $\beta_{py} < 約 1$ の範囲では、隅角部腹板は、ほぼ弾性状態に留まるので、ひずみ速度の影響は現れていない。

はり中央腹板 Sec.6 については、累積ひずみは、 $\beta_{py} < 約 0.8$ の範囲で、ひずみ速度を考慮しないとときと同程度であるが、消費エネルギーは最大で約 18%大きくなっている。 $\beta_{py} < 約 0.53$ (点 b) の範囲では、塑性変形が著しくなっても、腹板のせん断耐力が小さいため消費エネルギーの増加はわずかであり、 $\beta_{py} = 約 0.35$ (点 c) で最大になり、 $\beta_{py} < 約 0.35$ の範囲では徐々に減少している。

全体の履歴エネルギー W は、ひずみ速度を考慮すると、およそ $0.2 < \beta_{py} < 1$ の範囲において最大で約 8%大きくなっている。これは、はり腹板のひずみ速度による消費エネルギーの増加量にほぼ対応している。

(3) はり崩壊型ラーメンの動的崩壊性状に関する考察

はり中央腹板をせん断崩壊させて、隅角部や柱基部の損傷を軽減できるようなラーメンの耐震設計法を模索していくために、以下の点について考察する。

a. 柱基部の損傷を軽減できる要因について

これは、ラーメンの水平耐力が $\beta_{py} < 1$ の範囲ではり腹板のせん断耐力にほぼ比例して低下するので、腹板の塑性化によるエネルギー消費が有効に働いて水平変位応答が小さくなり、柱基部の塑性ひずみが抑えられていることによると考える³⁴⁾。この点は、ラーメンの固有周期の違いも考慮に入れて変位とエネルギー応答の性状を調べ、損傷をどの程度軽減できるかを把握していく必要がある。

b. はり中央腹板のせん断耐力の下限値について

これまでの研究^{14)~16)}では、柱基部や隅角部の損傷が小さくなる $\beta_{py} < 1$ の範囲で、はり腹板のせん断耐力の下限値をどのように定めるかについて検討していなかった。この点は、上記(2)b.の結果を踏まえると、腹板の消費エネルギーが頭打ちになる範囲 (Fig.16 の点 b~c) がはり腹板のせん断耐力を定めるときの目安になる。これに対応する β_{py} の下限値を定量的に押さえることができれば、実ラーメンはり部材において、激震時に腹板を塑性せん断変形させることが可能かどうか、また可能であれば、断面構成 (鋼種、板厚、降伏点等) をどのように設定すればよいか等、具体的に提案できるようになると考える。

c. ひずみ速度の影響について

以上の結果から、一層ラーメンでは、せん断崩壊するはり中央腹板のひずみ速度上昇が柱基部や隅角部の塑性変形性状に及ぼす影響は小さいと結論できる。そこに、耐震上とくに不都合となる現象は見当たらない。ただし、二層ラーメン¹⁶⁾や柱基部等で局部座屈による耐力低下が顕著になるような場合については、今後検討の余地があると考えられる。

4. まとめ

本論文は、せん断崩壊するはり中央腹板のひずみ速度上昇が鋼門形ラーメンの地震応答性状に及ぼす影響を数値解析によって明らかにしたものである。

本文で得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) ひずみ速度依存性を考慮できる鋼材の粘塑性応力-ひずみ曲線を求めるため、過去に提案された実験経験式をもとにして、降伏点上昇を表す余応力の近似解法を示した。
- 2) 本近似解法と既往の数値解析結果とを比較して精度を検証し、本近似解法が速度効果による降伏点上昇を表した各種の経験式に適用できることを示した。
- 3) この粘塑性応力-ひずみ曲線を用いて、はり中央腹板がせん断崩壊する鋼変断面一層門形ラーメンの非弾性地震応答解析を行った。
- 4) はり中央腹板の消費エネルギーは、ひずみ速度の影響で若干大きくなり、これに対応してラーメン全体の履歴エネルギーが増加する。
- 5) 柱基部では、ひずみ速度の影響で塑性変形が小さくなり、抵抗曲げモーメントが上昇する。しかし、消費エネルギーに及ぼすひずみ速度の影響は小さい。
- 6) はり中央腹板が大きなひずみ速度で著しい塑性せん断変形を引き起こしても、ラーメンの水平変位と塑性変形速度は増大せず、逆に抑えられる。
- 7) 塑性せん断変形するはり中央腹板では、消費エネルギーを最大にする下限のせん断耐力が存在する。
- 8) 抵抗断面力の小さいはり中央腹板のひずみ速度増大がラーメンの弾塑性地震応答性状に及ぼす影響は小さい。

謝辞：本研究を実施するにあたり、ロンドン大学・インペリアルカレッジ土木工学科の D.A. Nethercot 教授と A.S. Elnashai 教授には、貴重な研究論文を提供いただき、有用な助言もいただいた。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Manjoine, M.: Influence of rate of strain and temperature on yield stresses of mild steel, *Journal of Applied Mechanics*, Vol.11, pp.211-218, 1944.
- 2) Bonder, S.R. and Symonds, P.S.: Plastic deformation in impact and impulsive loading of beams, *Proc. of the Second*

Symposium on Naval Structural Mechanics, Rhode Island, USA, pp.488-500, 1960.

- 3) Perzyna, P.: The constitutive equations for rate sensitive plastic materials, *Quarterly Journal of Applied Mathematics*, Vol.20, pp.321-332, 1963.
- 4) Hashmi, M.S.J.: Strain rate sensitivity of a mild steel at room temperature and strain rate of up to 100000/s, *Journal of Strain Analysis*, Vol.15, No.4, pp.201-207, 1980.
- 5) Skrzypek, J.J. and Hetnarski, R.B.: *Plasticity and creep, Theory, examples and problems*, CRC Press, 1993.
- 6) 渡辺啓行: 軟鋼の動的弾塑性復元力特性, 土木学会論文報告集, No.182, pp.1~18, 1970年10月.
- 7) 岩井哲, 吉田望, 中村武, 若林實: 構造部材の挙動に及ぼす載荷速度の影響に関する実験的研究, その1: コンクリートと鋼材の応力-歪関係に及ぼす歪速度の影響, 日本建築学会論文報告集, No.314, pp.102~111, 1982年4月.
- 8) 青木博文, 加藤勉, 難波恒夫, 佐藤亘宏: 変断面鋼板引張材の変形能力に及ぼす試験温度・ひずみ速度の影響, 日本建築学会論文報告集, No.322, pp.11~19, 1982年12月.
- 9) Soroushian, P. and Choi, K.B.: Steel mechanical properties at different strain rates, *Journal of the Structural Engineering*, Proc. of ASCE, Vol.113, No.4, pp.663-672, April 1987.
- 10) 高橋芳彦, 大野友則, 大田俊昭, 日野伸一: 衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼす材料のひずみ速度効果, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.1567~1580, 1991年3月.
- 11) 土木学会構造工学委員会: 構造物の衝撃挙動と設計法, 衝撃問題研究小委員会, 1994年1月.
- 12) 伊藤義人, 笹田俊治, 大野隆: 非線形衝撃応答解析を用いたひずみ速度効果に関する研究, 鋼構造論文集, Vol.3, No.11, 日本鋼構造協会, pp.47~58, 1996年9月.
- 13) 土木学会鋼構造委員会・鋼構造物の耐震検討小委員会: 鋼構造物の耐震解析用ベンチマークと耐震設計法の高度化, 2000年4月.
- 14) 酒造敏廣, 事口壽男, 長田好夫: 鋼変断面ラーメンの非弾性地震応答性状と崩壊モードに関する研究, 構造工学論文集, Vol.43A, 土木学会, pp.205~216, 1997年3月.
- 15) 酒造敏廣: せん断崩壊型はり部材を有する鋼門形ラーメンの非弾性地震応答性状に関する研究, 構造工学論文集, Vol.44A, 土木学会, pp.169-178, 1998年3月.
- 16) 酒造敏廣, 山田幸: せん断崩壊型はり部材を有する鋼2層門形ラーメンの非弾性地震応答解析, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.45A, pp.227-234, 1999年3月.
- 17) 高橋泰彦, 品部祐児: せん断降伏型薄板鋼板の復元力特性に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.494, pp.107~114, 1997年4月.
- 18) 佐々木康人, 田中清, 山口種美, 鈴木孝彦: 極低降伏点鋼制震パネルの動的履歴特性に及ぼすひずみ速度の影響に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.805~806, 1997年9月.
- 19) 山田嘉昭: 塑性・粘弾性, コンピュータによる構造工学講座, 培風館, 1972年5月.
- 20) 北川良和, 長瀧慶明, 鹿嶋俊英: 変形速度および応力緩和効果を考慮した地震応答解析-モデル化とその妥当性, 日本建築学会論文報告集, No.343, pp.32~41, 1984年9月.
- 21) 若林實, 中村武, 吉田望, 岩井哲, 渡辺幸広: 構造部材の挙動に及ぼす載荷速度の影響に関する実験的研究-鋼ばりの曲げモーメント-曲率関係-, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp.1043~1044, 1979年9月.
- 22) 吹田啓一郎, 金多潔, 甲津功夫, 安富正佳: 高速繰り返し荷重下における鋼構造接合部の復元力特性, 日本建築学会構造系論文集, No.463, pp.95~104, 1994年9月.
- 23) Chang, K.C., Sugiura, K. and Lee, G.C.: Rate-dependent material model for structural steel, *Journal of Engineering Mechanics*, Proc. of ASCE, Vol.115, No.3, pp.465-474, March 1989.
- 24) Perzyna, P.: Fundamental problems in viscoplasticity, *Journal of Advances in Applied Mechanics*, Vol.9, pp.243-377, 1966.
- 25) Chang, K.C. and Lee, G.C.: Strain rate-effect on structural steel under cyclic load, *Journal of Engineering Mechanics*, Proc. of ASCE, Vol.113, No.9, pp.1292-1301, Sept. 1987.
- 26) Manzoichi, G.M.E.: The Effect of strain rate on steel structures, MSc Dissertation, *Civil Engineering Department, Imperial College of Science, Technology and Medicine*, August 1991.
- 27) Izzuddin, B.A. and Fang, Q.: Rate-sensitive analysis of framed structures, Part I: Model formulation and verification, *An International Journal of Structural Engineering and Mechanics*, Vol.5, No.3, pp.221-237, 1997.
- 28) Fang, Q. and Izzuddin, B.A.: Rate-sensitive analysis of framed structures, Part II: Implementation and application to steel and R/C frames, *An International Journal of Structural Engineering and Mechanics*, Vol.5, No.3, pp.239-256, 1997.
- 29) Malvern, L.E.: The propagation of longitudinal waves of plastic deformation in a bar of material exhibiting a strain-rate effect, *Journal of Applied Mechanics, ASME*, Vol.18, No.2, pp.203-208, June 1951.
- 30) 若林實, 柴田道生: 筋違部材の座屈後の挙動に関する研究(その4), 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第16号, pp.201~204, 1976年6月.
- 31) 吉田総仁: 弾塑性力学の基礎, 共立出版, 1997年5月.
- 32) 酒造敏廣: 水平地動を受ける鋼変断面片持ち柱の動的弾塑性挙動に関する研究, 土木学会論文集, No.501, pp.75~84, 1994年10月.
- 33) 酒造敏廣, 事口壽男: 鋼製ラーメン隅角部の崩壊性状と変形性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.37A, 土木学会, 1991年3月, pp.121~134.
- 34) 柴田明徳: 最新耐震構造解析, 森北出版, 1981年6月.

(2000.9.14 受付)