

脆性破壊を考慮した鋼素材の応力・ひずみ関係のモデル化

Stress-Strain Relationship of Steel for Assessment of the Deformation Capacity under Brittle Fracture

澤 本 佳 和
田 中 直 樹

要 約

阪神大震災では、角形鋼管柱とH形鉄骨梁接合部の被害、なかでも梁フランジの破断が多数報告された。これを受け、鉄骨骨組、特に角形鋼管柱とH型梁接合部(梁端接合部)のディテールに関する研究が進められてきたが、従来接合法も含めた接合部の変形能力の定量的な評価までには至っていない。定量評価をするためには、上述の破断現象をシミュレーションできる鋼素材の破壊性状を適切にモデル化した解析手法の確立が必要である。解析手法としては有限要素法(FEM)等が考えられるが、このような鋼素材の破壊性状を反映させ、部材として破断に至るまで解析した例はほとんど無いのが現状である。

本研究では、その第一段階として、梁端接合部を含むH形梁の変形性能を評価するために必要となる四つの鋼材の素材特性(①延性破壊(応力集中なし)、②延性破壊(応力集中あり)、③ひずみ速度効果、④破壊靱性(シャルピー衝撃値))を抽出し、素材試験を行って、これらをモデル化した。また、これらを取り入れたFEMによるシミュレーション解析を実施し、その妥当性を検証した。

目 次

- I. はじめに
- II. 研究概要
- III. 鋼材の素材特性のモデル化
- IV. おわりに

I. はじめに

阪神大震災では、角形鋼管柱とH型梁接合部の被害、なかでも梁フランジの破断が多数報告された。このような被害に鑑み、鉄骨骨組、特に角形鋼管柱とH形鉄骨梁接合部(梁端接合部)のディテールに関する研究が進められている。この中では、水平ハンチの付与やスカラップの改良等を行い、実験的に変形性能がどの程度改善されるか検討が行われてきた。筆者等は、これまで水平ハンチ付き接合部の実験を行い、ハンチの設計法を確立してきた¹⁾。しかし、従来接合法も含め接合部がどれほどの変形能力をもつか定量的に評価するには至っていないのが現状である。梁端接合部を含むH形梁の変形性能を決定する主な終局状況としては、以下の三つが考えられる。

- ①梁フランジの局部座屈
- ②梁フランジの延性破断
- ③梁フランジの脆性破断

特に、②は応力集中がない場合とある場合に分けられ、応力集中がある場合には変形能力が小さくなるので、応力集中時の評価が重要となる。この三つの状況をシミュレートし、梁端接合部の変形性能を評価できる手法としては、大変形までを考慮した有限要素法(FEM)による解析が考えられる。ただし、梁フランジの応

力集中による破断現象を正確に把握するためには、鋼素材の破断に至るまでの性状を把握し、解析時の入力値を決定することが必要となる。しかし、このような鋼素材の破壊性状を解析時にデータとして入力する応力・ひずみ関係に反映させ、部材として破断に至るまでをFEMを用いて解析した例はほとんど無い。

本研究では、このような解析法を確立するための第一段階として梁端接合部を含むH形梁の鋼材の素材特性の内、変形性能を評価するのに重要である特性を抽出し、素材試験を行って素材特性をモデル化し、これを組み込んだFEMによるシミュレーション解析を実施した。

本報告では、鋼材の素材特性のモデル化の概要とその妥当性の検証のために実施したFEMによるシミュレーション解析結果について述べる。

II. 研究概要

鋼素材が破断に至るまでを正確に把握するためには、解析時にデータとして入力する応力・ひずみ関係に素材特性を反映する必要がある。ここで言う「解析時に入力する応力・ひずみ関係」とは、通常用いられている試験片の原断面積 A_0 で荷重 P を除いた公称応力(σ)と評点間距離(L_0)で伸び(δ)を除いた公称ひずみ(工学ひずみ: ϵ)の関係ではなく、試験片の実断面積 A で荷重 P を除いた真応力(σ^*)と真ひずみ(対数ひずみ: ϵ^*)の関係である²⁾。以後、真応力と真ひずみに関するものには*を付け区別する。

本研究では、鋼材の素材特性の内、変形性能を評価するのに重要である特性を下記の4項目と考え、素材試験を実施して素材特

キーワード: 梁端接合部, 変形性能, ひずみ速度, 破壊靱性, FEM 解析

性のモデル化を行い、入力する真応力・真ひずみ関係に反映する。

- ①延性破壊（応力集中なし）のモデル化
- ②延性破壊（応力集中あり）のモデル化
- ③ひずみ速度効果のモデル化
- ④破壊靱性（シャルピー衝撃値）のモデル化

各モデル化の間の関係をFig.1に示す。図では矢印の始点のモデルを終点のモデル化に使用しており、最も基礎的なものは①の延性破壊（応力集中なし）であり、④の破壊靱性（シャルピー衝撃値）のモデル化が全てのモデルを反映することになる。

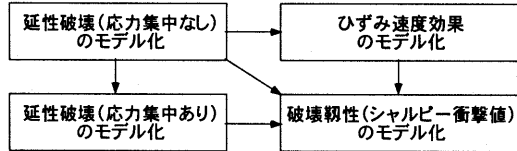


Fig.1 モデル化の関係
(Relationship among four models)

解析ソフトは、陽解法有限要素プログラムLS-DYNA³⁾を用いた。LS-DYNAは陽解法であるため、静的素材試験をシミュレーション解析する場合には、解析時間に比べて時間刻みが小さすぎ、解析時間が膨大となるので、素材密度を大きくすることにより時間刻みを大きくし、解析時間を短縮する手法（マススケーリング）を行った。解析では積分点を八つ有する完全積分S/R(Selective Reduced)ソリッド要素を用い、物性はType-24（多直線近似等方弾塑性体）を用いた。

III. 鋼材の素材特性のモデル化

1. 延性破壊（応力集中なし）のモデル化

ここでは、板厚と鋼種を変化させたJIS 1号試験片による引張

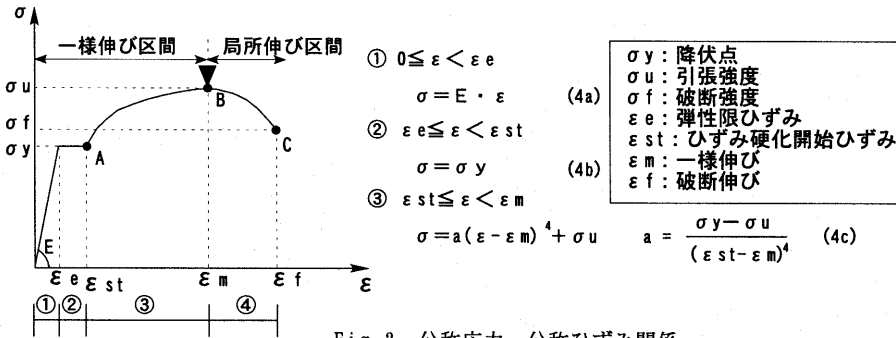


Fig.2 公称応力・公称ひずみ関係
(Relationship between Nominal Stress and Nominal Strain)

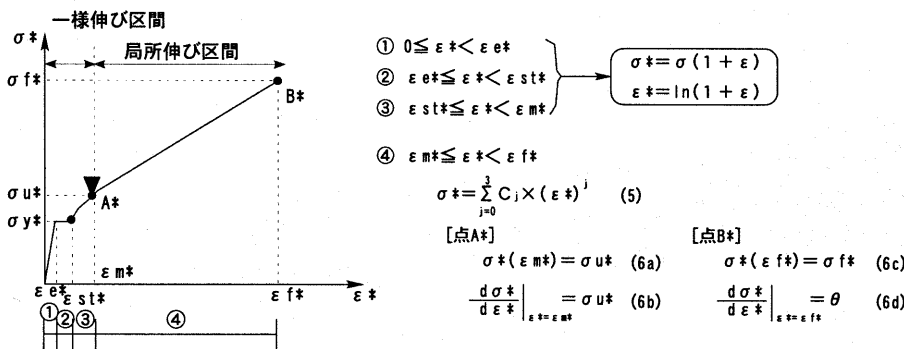


Fig.3 真応力・真ひずみ関係
(Relationship between True Stress and True Strain)

試験を実施し、破断までの公称応力・公称ひずみ関係(σ・ε関係)と真応力・真ひずみ関係(σ*・ε*関係)を計測した。板厚は9, 12, 14, 16, 25 mmの5種類、鋼種はSN490BとSN490Cの2種類とした。引張試験では、Fig.2に示すように最大荷重付近までは引張荷重によって平行部が一樣に伸びるが（一樣伸び区間）、これ以降変形が進むと引張荷重によって試験片の断面が細っていく割合が、ひずみ硬化の程度を上回った時に試験片の平行部が一樣に伸びられなくなり、局所的なひずみの乱れでくびれが発生し、最終的に破断する（局所伸び区間）。塑性材料は非圧縮性（塑性変形が生じても体積が変わらない性質）を仮定すると、(1)式と(2)式が成立するので、σとεをσ*とε*に変換することができる(Fig.3)²⁾。

$$\sigma^* = \sigma(1 + \epsilon) \quad (1)$$

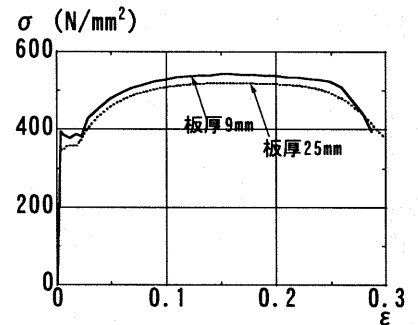
$$\epsilon^* = \ln(1 + \epsilon) \quad (2)$$

ただし、(1)式と(2)式が適用できる区間は一樣伸び区間に限られており、局所伸び区間でのσ*・ε*関係(A*B*間)については、引張試験により計測する必要がある。よって、σ*・ε*関係を求めるために、最大応力(σu)以降の0.98, 0.95, 0.90 σu時の断面をノギスで測定し、破断後の断面Aは画像解析（写真撮影による）により求め、算定した断面収縮率ψを(3)式に代入し真ひずみを計算した。実験にて得られたσ・ε関係とσ*・ε*関係の例をFig.4に示す。

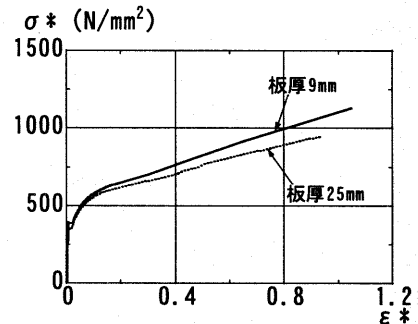
$$\epsilon^* = \ln(1/(1 - \psi)) \quad (3)$$

$$\text{ただし、} \psi = (A - A_0)/A_0$$

本研究では、Fig.2, 3中に示す(4)～(6)式により入力に用いるσ・ε関係およびσ*・ε*関係を与える。ここで、σ・ε関係は数多く提案されているが²⁾、本研究ではσ*・ε*関係に変換することを主目的としているため、下記の2点が満足されるように(4c)式に示す4次関数を提案した。



(a) 公称応力・公称ひずみ関係



(b) 真応力・真ひずみ関係

Fig.4 素材試験結果
(Results of Material Tests)

①個々の素材の降伏点・引張強度を反映した式である。

②関数形状については、以下の3点を満足する。

- ・上に凸の連続関数である。
- ・引張強度と一様伸びの点を通る（漸近するのではない）
- ・引張強度に達した時に傾きがゼロとなる（一様伸びの時に極大となる）。

また、入力に用いる $\sigma^* \cdot \epsilon^*$ 関係を構成するのに必要な素材特性は、Fig. 2の四角で囲まれたものの内、 σ_y , σ_u , σ_f , ϵ_{st} , ϵ_m と破断時の断面収縮率 ψ_f である。ここで、(5)式による局所伸び区間の近似式を、3次のべき級数としたので、(6)式の四つの式により四つの係数($C_j; j=0 \sim 3$)を決定する必要がある。ここで、(6d)式の接線の傾き θ については実験値から与えなければならぬので、 θ として $0.90 \sigma_u$ 時と破断時との間の勾配(θ_{tan})を用いることとし、点A*と点B*の平均勾配(θ_{ave})を用いて $\theta = 0.93 \theta_{ave}$ とした。この係数0.93は素材試験結果の平均値である(Fig. 5)。解析では ϵ_{f*} 以降は σ_{f*} 一定とし、 $1.3 \epsilon_{f*}$ に到達した時点で延性破壊したと見なし、その要素を削除するものとした。

次に、板厚9mmと25mmの試験片についてFEMによるシミュレーション解析を行った。解析モデルをFig. 6に、入力値をTable 1に示す。

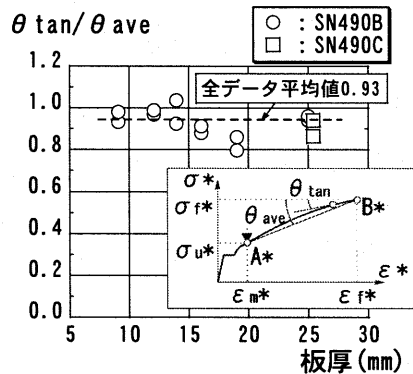
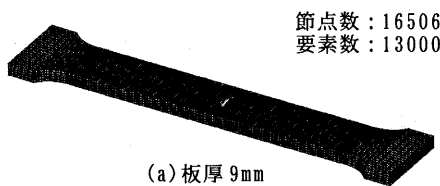
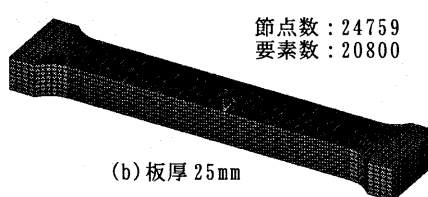


Fig. 5 $\theta_{tan} / \theta_{ave}$ と板厚の関係
(Relationship between $\theta_{tan} / \theta_{ave}$ and Thickness of Specimen)

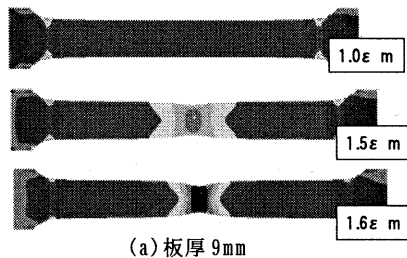


(a) 板厚 9mm

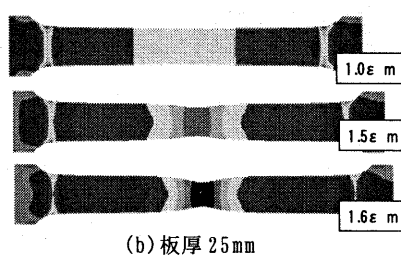


(b) 板厚 25mm

Fig. 6 解析モデル (Analytical FEM Models)



(a) 板厚 9mm



(b) 板厚 25mm

Fig. 8 相当応力コンター図
(Distribution of Equivalent Stress)

LS-DYNAによる解析結果と素材試験の $\sigma \cdot \epsilon$ 関係の比較をFig. 7に、相当応力のコンター図をFig. 8に示す。 $\sigma \cdot \epsilon$ 関係は解析結果は実験結果を良く捉えており、誤差の大きな板厚9mmの場合でも破断伸び(ϵ_f)の解析値は、実験値の92%程度であった。また、相当応力のコンター図(Fig. 8)によれば、一様伸び(ϵ_m)を過ぎてから応力が試験片中央部に集中し始め、徐々にくびれが生じてくる様子がわかる。

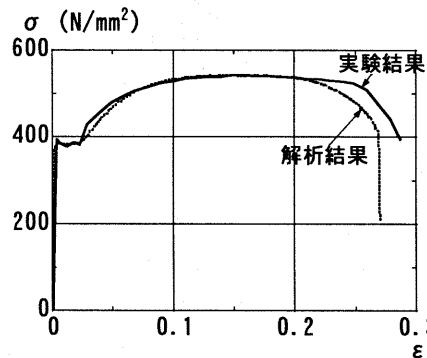
以上より、本研究で提案した手法により、応力集中がない状態での延性破壊を良く表現できることがわかった。

2. 延性破壊（応力集中あり）のモデル化

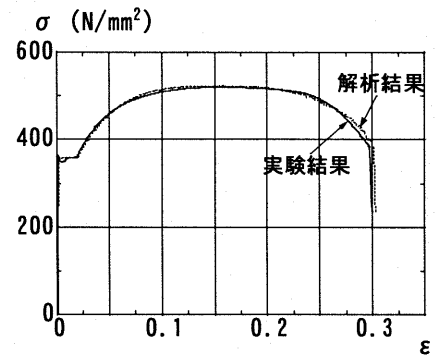
ここでは、板厚とR（切り欠き部）の大きさ（応力集中係数 α ）でR部の応力集中度合いを表現：Fig. 9）を変化させたR付き試験片による引張試験を実施し、破断後の断面収縮率(ψ_f)を計測した。板厚は、9, 14, 19, 25mmの4種類、応力集中係数 α は9.95, 5.15, 2.95, 1.95, 1.05の5種類とした。R部の半径(ρ)では、それぞれ0.1, 0.5, 2, 6, 150mmとなる。ここで、応

Table 1 入力データ
(Input Data)

	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	σ_f (N/mm ²)	ϵ_{st}	ϵ_m	ψ_f
板厚9mm	384	542	395	0.0237	0.1675	0.63
板厚25mm	358	522	382	0.019	0.165	0.63



(a) 板厚 9mm



(b) 板厚 25mm

Fig. 7 実験と解析の比較 ($\sigma \cdot \epsilon$ 関係)
(Comparison of Test Results and Analytical Results)

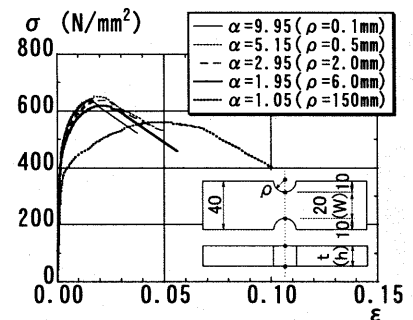
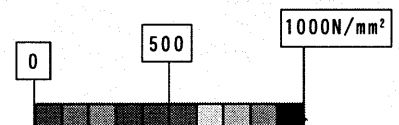


Fig. 9 素材試験結果 ($\sigma \cdot \epsilon$ 関係)
(Results of Material Tests)



力集中係数 α は、 σ_m / σ_0 (σ_m : 切り欠き底のピーク応力, σ_0 : 最小断面における平均応力) とする。また、試験片の最小幅 W は 20mm, 標点間距離は 150mm とし、試験片の変形能力は、R 部を含む標点区間の平均ひずみで表すものとした。Fig. 9 に板厚 9mm の素材の $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係の実験値を示す。既往の研究結果とほぼ同じように⁴⁾⁵⁾、応力集中係数 α が大きくなると最大荷重が増加し、変形能力は低下する傾向がある。

応力集中係数 $\alpha = 1.05$ のときを基準とした破断時断面収縮率 (ψ_f) の低減率 β と α の関係を、Fig. 10 に示す。 α が増大すると ψ_f が減少し、その傾向は切り欠き高さ h (板厚 t と同じ: Fig. 9) と W の比で若干異なることがわかる。本研究での板厚 14mm ($h/W=0.7$) と 19mm ($h/W=0.95$) の間で低減率 β の傾向が異なることから、 $h/W=0.9$ で分けて α と β の関係を分析した。その結果、 $h/W < 0.9$ と比較的平べったい試験片では、 $h/W \geq 0.9$ とずんぐりとした試験片より ψ_f の低減率 β が小さいことがわかった。(7) 式は、 $\alpha=1$ の時に $\beta=1$ となるように、実験データを近似したものである。

$$\beta = \alpha^{-0.36} \quad (h/W < 0.9) \quad (7a)$$

$$\beta = \alpha^{-0.48} \quad (h/W \geq 0.9) \quad (7b)$$

(7) 式の妥当性を検証するために Fig. 10 には、既往文献⁶⁾の実験データも併記した。ばらつきはあるが、(7) 式で実験値の傾向を捉えていると考えられる。

次に、(7) 式を用いて、Fig. 3 の点 B* を修正し、各 α に対して FEM 解析を実施した。解析モデルを Fig. 11 (板厚 9mm: $\alpha=9.95, 1.95$ のみ) に、入力値を Table 2 に示す (板厚 9mm のみ)。

LS-DYNA による解析結果の内、 $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係を Fig. 12 に、相当応力のコンター図を Fig. 13 に示す (板厚 9mm: $\alpha=9.95, 1.95$ のみ)。Fig. 9 と Fig. 12 を比較すると $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係では解析結果は実験結果の傾向を良く捉えていることがわかる。ただし、 α が大きな場合には、解析結果の破断伸びは実験結果よりかなり小さな値を与えている。解析結果を詳細に検討した結果、 α が大きな場合には、最大荷重時のひずみ (ε_m) に到達する前に切り欠き底から亀裂が入っている (切り欠き底の要素が削除された) こと

がわかった。実際の実験でも α が大きな場合には早い状態で切り欠き底から亀裂が入ると考えられるため、亀裂により断面が縮小しながら素材が伸びていることになる。よって、(7) 式は亀裂が発生している部分を取り除いた断面で評価するのが適当と考えられる。

以上より、本研究で提案した手法により、応力集中がある状態での延性破断の現象を良く表現できることがわかった。しかしながら、今後 α が大きな領域での定量評価に向けて、(7) 式の修正が必要だと考えられる。

Table 2 入力データ

	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	$\sigma_f^{1)}$ (N/mm ²)	ε_{st}	ε_m	$\psi_f^{1)}$
板厚 9mm	380	533	391	0.0243	0.1636	0.65

ただし、1) の値は応力集中がない時の値。応力集中がある場合には (7) 式等で計算。

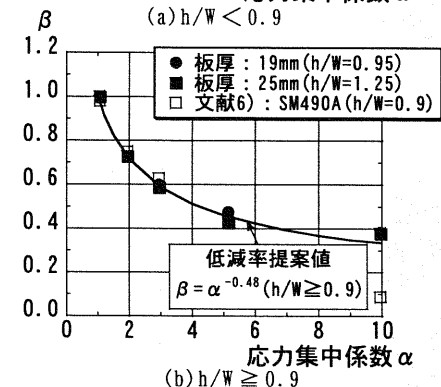
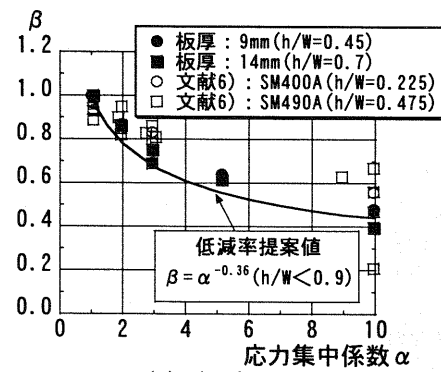


Fig. 10 破断時断面収縮率の低減率 β と応力集中係数 α の関係
(Relationship between Reducing Factor of ψ_f and Stress Concentration Factor)

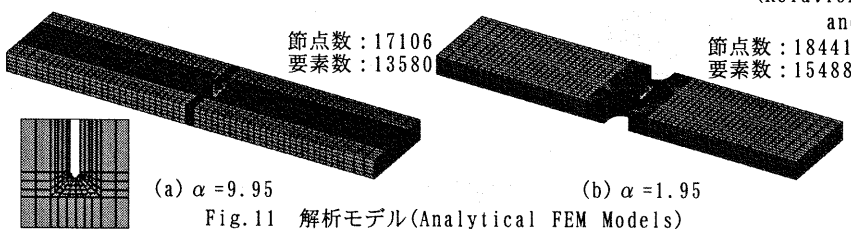


Fig. 11 解析モデル (Analytical FEM Models)

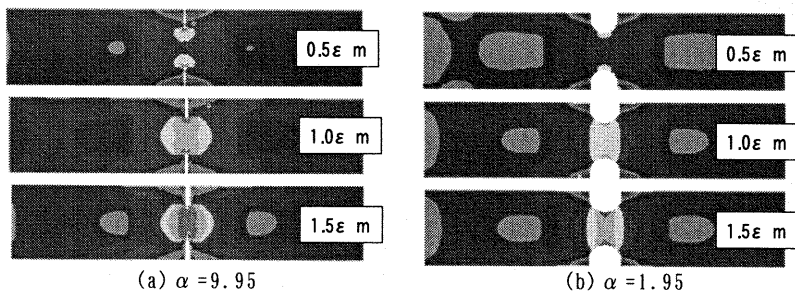


Fig. 13 相当応力コンター図
(Distribution of Equivalent Stress)

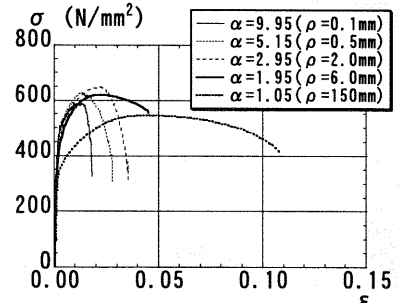
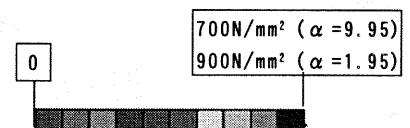


Fig. 12 解析結果 ($\sigma \cdot \varepsilon$ 関係)
(Analytical Results)

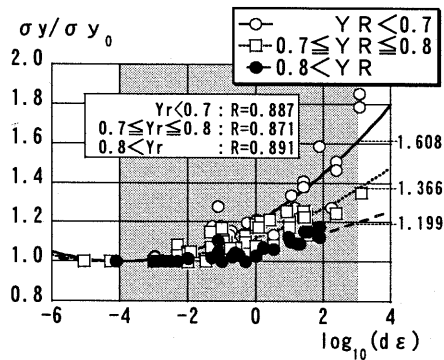


3. ひずみ速度効果のモデル化

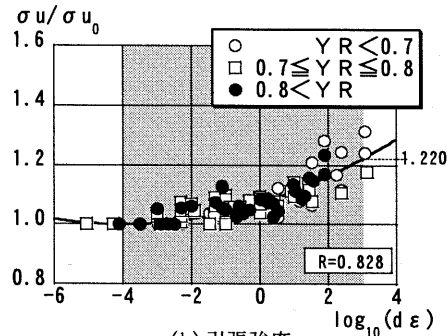
ひずみ速度の素材の特性値に与える影響については、これまで研究されており²⁾、建築に用いられる構造用鋼材は一般的には、ひずみ速度が大きくなるほど、降伏点や引張強度が上昇することが知られている。また、降伏点の上昇率が引張強度の上昇率より大きく、ひずみ速度が大きくなると降伏比 $YR (= \sigma_y / \sigma_u)$ が高くなることが知られている。しかしながら、解析時の入力値として重要な破断強度 (σ_f) や破断時断面収縮率 (ψ_f) のひずみ速度依存性については、ほとんど研究例がなく、実験データも少ない。

ここでは、既往文献^{7)~16)}の引張試験データを再整理し、ひずみ速度の素材特性値に与える影響を調査し、解析時の入力値として重要な破断時断面収縮率等とひずみ速度の関係を表わす近似式を導出するとともに、高速載荷時の $\sigma^* \cdot \varepsilon^*$ 関係をモデル化する。

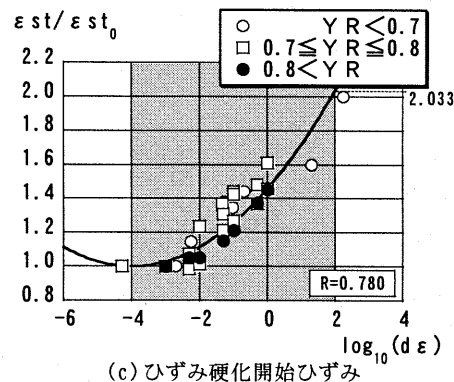
まず、降伏点 (σ_y)、引張強度 (σ_u)、ひずみ硬化開始ひずみ (ε_{st}) の静的な値 (記号に 0 を付けて示す) に対する比とひずみ速度 ($d\varepsilon$) の関係を示すと Fig. 14 のようになる。図では、実験データを降伏比 YR で分類し表示した。これより、 σ_y は降伏



(a) 降伏点



(b) 引張強度



(c) ひずみ硬化開始ひずみ

Fig. 14 σ_y , σ_u , ε_{st} とひずみ速度の関係
(Relationship between σ_y , σ_u , ε_{st} and Strain Velocity)

比 YR の範囲毎にひずみ速度と相関があるが、 σ_u と ε_{st} は降伏比 YR の範囲に関係なく、ひずみ速度と相関があることがわかった。よって、 σ_y / σ_{y0} , σ_u / σ_{u0} , $\varepsilon_{st} / \varepsilon_{st0}$ は次式のように近似できることがわかった。

$$\sigma_y / \sigma_{y0} = A(\text{LOG}_{10}(d\varepsilon) + 4)^2 + 1 \quad (8)$$

$$\text{ただし, } A=0.0124020 \quad (YR < 0.7)$$

$$A=0.0074665 \quad (0.7 \leq YR \leq 0.8)$$

$$A=0.0040543 \quad (0.8 < YR)$$

$$\sigma_u / \sigma_{u0} = 4.4863 \times 10^{-3}(\text{LOG}_{10}(d\varepsilon) + 4)^2 + 1 \quad (9)$$

$$\varepsilon_{st} / \varepsilon_{st0} = 2.8688 \times 10^{-2}(\text{LOG}_{10}(d\varepsilon) + 4)^2 + 1 \quad (10)$$

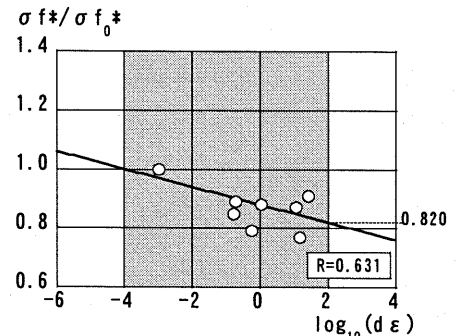
これらの式の有効範囲は、(8), (9) 式では、 $10^{-4} \leq d\varepsilon \leq 10^3$ であり、(10) 式では、 $10^{-4} \leq d\varepsilon \leq 10^2$ である (Fig. 14 のハッチ部分)。また、 $d\varepsilon$ の値は、加力速度または塑性ひずみ速度の値とした。一様伸びについては、明瞭な傾向が得られなかったため、ひずみ速度効果は少ないと見なし、 $\varepsilon_m / \varepsilon_{m0} = 1$ とした。

次に、破断強度 (σ_f) や破断時断面収縮率 (ψ_f) について考察する。前述のように ψ_f を求める際には断面積を計測する必要があるが、円形断面と矩形断面を比較すると、矩形断面の方が計測方法による誤差が大きいと考えられる。そこで、円形断面の実験¹³⁾に着目し、 σ_f と ψ_f を真応力と真ひずみの形に変換した形 (σ_f^* , ε_f^*) とひずみ速度 ($d\varepsilon$) の関係の近似を行った。ここで、文献¹³⁾の σ_f 値は、文献中のグラフから読み取った。Fig. 15 には σ_f^* , ε_f^* とひずみ速度 ($d\varepsilon$) との関係を示す。

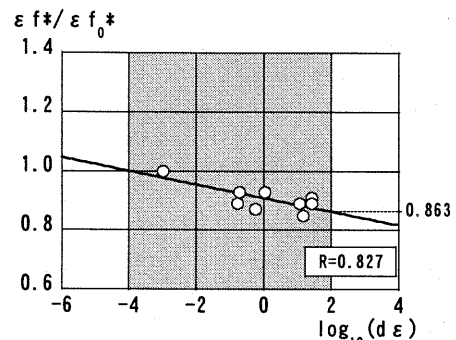
Table 3 入力データ
(Input Data)

	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	$\sigma_f^{(1)}$ (N/mm ²)	ε_{st}	ε_m	$\psi_f^{(1)}$
Type-1	381	534	393	0.019	0.155	0.63

ただし、Type-2では1)の値は(7)式等で計算。



(a) 真破断応力



(b) 真破断伸び

Fig. 15 σ_f^* , ε_f^* とひずみ速度の関係
(Relationship between σ_f^* , ε_f^* and Strain Velocity)

$$\sigma f^*/\sigma f^*0 = -2.9991 \times 10^{-2} (\text{LOG}_{10}(d\varepsilon) + 4) + 1 \quad (11)$$

$$\varepsilon f^*/\varepsilon f^*0 = -2.2289 \times 10^{-2} (\text{LOG}_{10}(d\varepsilon) + 4) + 1 \quad (12)$$

これらの式の有効範囲は、 $10^{-4} \leq d\varepsilon \leq 10^2$ である (Fig. 15 のハッチ部分)。Fig. 15(a) でばらつきが大きいのは、文献13) のグラフ中から σf 値を読み取った際の読み取り誤差が含まれていることも一因である。

以上で、Fig. 3 の $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係を構成するのに必要な式は導いたので、LS-DYNA による既往文献8) のシミュレーション解析を行った。文献8) では最速のひずみ速度は 1/sec であるが、1/sec を解析するには解析時間が膨大 (CPU: Pentium III 1GHz で約2週間) となるため、解析時間の都合上、静的と 10/sec の解析を実施し、実験結果と解析結果の定性的傾向が合っているかの判断を行った。また、試験片は、試験部が平行な試験片 (Type-1) と R 付きの試験片 (Type-2: $\alpha=1.02$) の2種類とした。試験片の幅 10mm、板厚 5mm、評点間距離 60mm で、鋼種は SM490 である。なお、文献8) には破断強度 (σf) と破断時断面収縮率 (ψf) の値が掲載されていなかったため、実施した素材試験値から類推して与えた。入力値を Table 3 に示す。

LS-DYNA による $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係の解析結果を Fig. 16 に示す。これより、破断伸び (εf) に注目すると、試験部が平行である試験片 (Type-1) では、加力速度が大きくなると、破断伸びも大きくなる傾向にあるが、試験部に緩やかな R が付いた Type-2 では、その関係は逆転し、加力速度が大きくなると、破断伸びが小さくなる傾向にある。これは、多少のばらつきも見られるが矩形断面の実験結果^{9) 10)} ととも共通する傾向である (Fig. 17)。

以上より、本研究で提案した手法により、ひずみ速度の影響を良く表現できることがわかった。

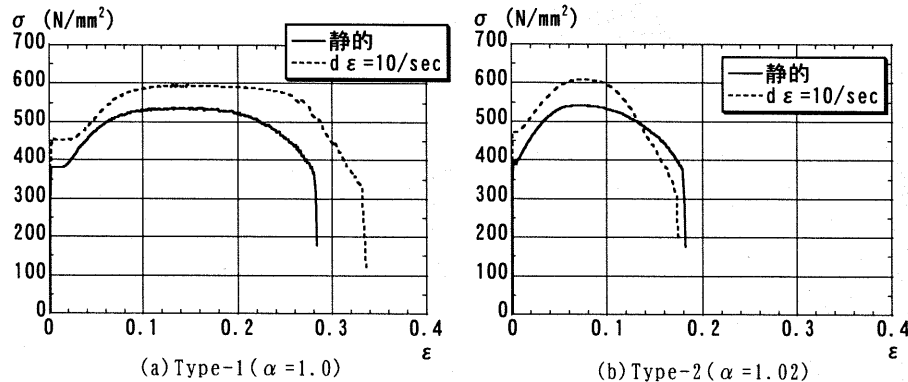


Fig. 16 解析結果 ($\sigma \cdot \varepsilon$ 関係) (Analytical Results)

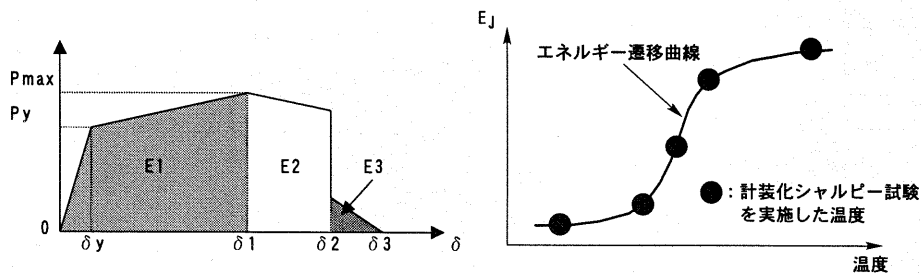


Fig. 18 エネルギーの分解 (Division of Absorption Energy) Fig. 19 計装化シャルピー試験温度 (Temperature of Measured Charpy Impact Test)

4. 破壊靱性 (シャルピー衝撃値) のモデル化

脆性破断をモデル化するためには、材料に発生した亀裂が伝播するかどうかの材料の粘り強さ (破壊靱性) をモデル化する必要がある。この破壊靱性をモデル化するためには様々な方法が考えられるが、筆者らは $\sigma \cdot \varepsilon$ 関係に反映させる方法をとった。鋼材の靱性を最も簡単に知る方法として V ノッチシャルピー衝撃試験 (JIS B 7722) が採用されており、本研究でも、このシャルピー衝撃値を材料の破壊靱性を表す指標とした。

破壊靱性 (シャルピー衝撃値: E_J) をモデル化するための基礎的データを取得するために、鋼種、板厚等を変化させた計装化シャルピー試験 (JIS B 7755) を実施した。この計装化シャルピー試験では、シャルピー衝撃試験時の荷重と変形が計測され、シャルピー衝撃値は破壊発生エネルギー ($E1$)、破壊伝播エネルギー ($E2$) および無効エネルギー ($E3$) に分解できる (Fig. 18)。鋼種は SM490 材と SN490 (B, C) 材の3種類を、板厚は 12, 14, 16, 19, 25mm の5種類とし、試験片は板厚 12 ~ 16mm では母材表層から 1mm の位置から、板厚 19, 25mm では $1/4 t$ (t : 板厚) の位置から採取した。以下の図中 (Fig. 20, 22) で、SN25B 等の記述は SN490B 材の板厚 25mm を意味する。なお、計装化シャルピー試験の試験温度は、予め実施したシャルピー試験でのエネルギー遷移曲線から、Fig. 19 のように 5 温度を選択した。

本研究では、エネルギー塑性率 (μ_E) を次式のように、試験温度に依存しない値として定義する。

$$\mu_E = (E1 + E2) / E_{ave} \quad (13)$$

エネルギー塑性率を横軸に取り、縦軸にシャルピー衝撃値を取ったグラフを Fig. 20 に示す。ここで、 E_{ave} は各鋼種のシャルピー衝撃値の大きな 3 試験片の $E1$ 値の平均とした。これより、エ

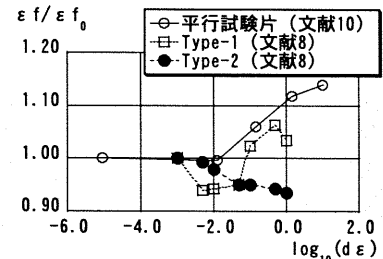


Fig. 17 文献8) の結果 (破断ひずみ) (Results of Reference 8))

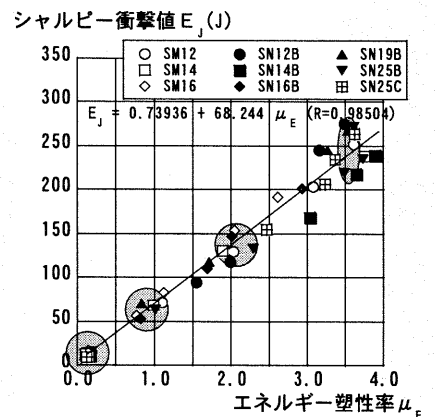


Fig. 20 シャルピー衝撃値 E_J とエネルギー塑性率 μ_E の関係 (Relationship between E_J and μ_E)

エネルギー塑性率はシャルピー衝撃値と相関があることがわかる。

次に、Fig. 20 のハッチで示す E_J = 約 0, 60, 150, 250 (J) について、計装化シャルピー試験の荷重・変形関係を比較したものを Fig. 22 に示す。図中には、試験温度とシャルピー衝撃値も示す。図より、各シャルピー衝撃値でグラフはほぼ重なることがわかる。

よって、Fig. 20, 22 より試験温度に関わらず、シャルピー衝撃値 (E_J) に対し、計装化シャルピー試験の荷重・変形関係またはエネルギー塑性率が 1 対 1 に対応することがわかった (Fig. 21)。

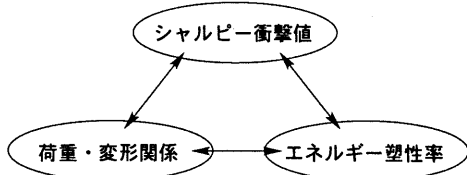


Fig. 21 シャルピー衝撃値 E_J と荷重変形関係 $P-\delta$ とエネルギー吸収率 μ_E の関係
(Relationship among E_J , $P-\delta$ and μ_E)

すなわち、荷重・変形関係 (エネルギー塑性率) を与えれば、シャルピー衝撃値が一つ求められることになる。これより、FEM 解析の入力値で、荷重・変形関係を独立に構成できるものを選べば、その入力値にシャルピー衝撃値が一つ対応することになる。荷重・変形関係を構成できるものとしては種々考えられるが、上図のようにエネルギー塑性率がシャルピー衝撃値と 1 対 1 に対応しているので、塑性率的なものを与えれば、荷重・変形関係が 1 つ定まり、さらに、シャルピー衝撃値 (E_J) が一つ定まると考えられる。

以下では、上記 FEM 解析の入力値として、シャルピー試験片の破断面にある要素の平均的な破断ひずみを真ひずみの形で表した真局所破断ひずみ (ϵ_{lf}^*) を用い、真一様伸び (ϵ_m^*) と真局所破

断ひずみ (ϵ_{lf}^*) の比 γ を与えるものとする。

$$\gamma = \epsilon_{lf}^* / \epsilon_m^* \quad (14)$$

これは、シャルピー試験片の破断面にある要素の平均的な塑性率に対応し、局所破壊塑性率 (γ) と呼ぶ。また、文献 2) によれば、実際のシャルピー試験ではノッチ底から延性亀裂が最初生じ、その後、脆性亀裂に転化することがわかっている。よって、ノッチ部分には、そのノッチの応力集中係数に支配される延性破壊をする要素が存在する必要がある。

ここでは、Fig. 23 のようにノッチ底から 0.5mm の範囲で延性破壊する物性を与えるものとする (物性 1: III. 2 で定義, $\alpha = 3.88^{99}$)。また、物性 2 が破壊靱性に支配される部分で、物性 3 が応力集中を受けず延性破壊する部分 (III. 1 で定義) である。解析上の問題から衝撃刃が衝突する面は破壊しないように ϵ_{lf}^* 以降も要素を削除しないものとした (物性 4)。これは、衝突面が圧縮破壊しないという設定である。なお、各物性には III. 3 で定義したひずみ速度効果を考慮した。また、脆性的な破壊を表現するために、 ϵ_{lf}^* に到達した時点で要素は破壊したと見なし、削除することとした。

LS-DYNA により局所破壊塑性率 γ を 0.6 ~ 6.5 まで変化させた解析を実施した。入力値を Table 4 に示す。また、解析モデルを Fig. 23 に示す。

LS-DYNA による解析結果の内、Fig. 24 に破壊状況を、Fig. 26 に局所破壊塑性率 γ とシャルピー衝撃値 (E_J) の関係を示す。

Table 4 入力データ
(Input Data)

	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	σ_f (N/mm ²)	ϵ_{st}	ϵ_m	ϵ_{lf}^* (ϵ_{lf}^*)
物性1	358	522	382	0.019	0.165	(3),(7a)式で計算
物性2						$\epsilon_{lf}^* = \gamma \epsilon_m^*$
物性3						0.99
物性4						

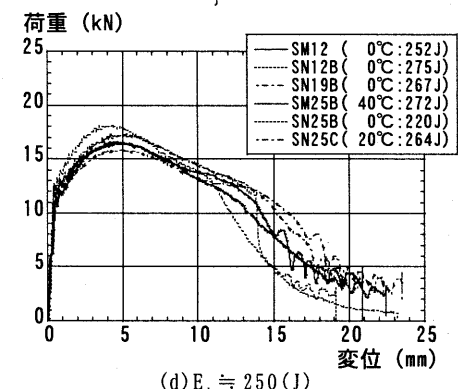
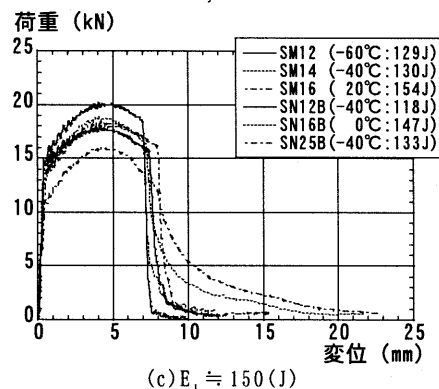
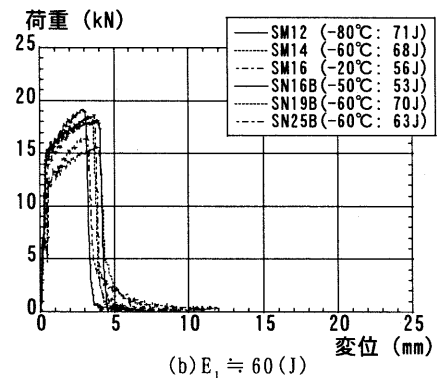
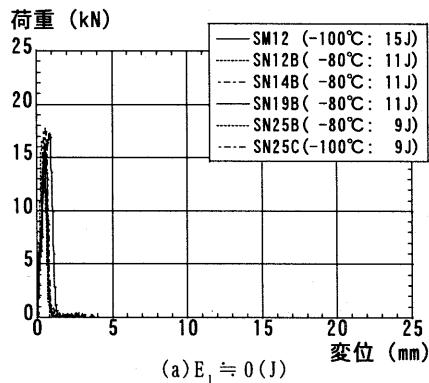


Fig. 22 各シャルピー衝撃値 E_J における荷重・変形関係
(Relationship between Load and Displacement at Each Absorption Energy)

Fig. 25 には、終局状況と終局状況に到達したと考えられる時間を示しており、 γ が小さいものは早期に亀裂が貫通している様子がわかる。また、 γ と E_j には相関関係があり、次式で表現される (Fig. 25)。

$$E_j = 23.01 \gamma + 1.5795 \gamma^2 \quad (13)$$

(13) 式で $\gamma=1$ を代入すると、 $E_j=24.6$ (J) となり、SM 材や SN 材の基本的な E_j の下限 27 (J) とほぼ一致する。

以上より、本研究で提案した手法により、破壊靱性 (E_j) を表現できることがわかった。

IV. おわりに

本研究では、梁端接合部を含む H 形梁の変形性能を評価するために四つの素材特性を抽出し、素材試験を行い四つの素材特性のモデル化 (延性破壊 (応力集中: 有無), ひずみ速度効果, 破壊靱性 (シャルピー衝撃値)) を実施した。また、FEM によるシミュレーション解析を実施し、その妥当性を検証した。

今後は、素材試験レベルでの解析精度を向上させ、本研究結果を梁端接合部の解析に適用していきたい。

参考文献

- 1) 田中直樹, 澤本佳和, 三井宜之; 水平ハンチ付きはりとは角形鋼管柱接合部の有効ハンチ長さ, 鋼構造論文集 第 6 巻第 23 号, (1999. 9), pp. 27-39.
- 2) 日本建築学会; 建築構造用鋼材および金属系素材に関する技術資料, 第 1 版, 2002.
- 3) LS-DYNA (ver. 950) 「使用の手引き」および「USER'S MANUAL」
- 4) 西田正孝; 応力集中, 森北出版
- 5) 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と素材の力学特性, 日本建築学会論文報告集 第 320 号, (1982), pp. 36-44.
- 6) 森脇良一, 林 健治; 切欠き材の塑性変形能力について, 鋼構造論文集 第 2 巻第 8 号, (1995), pp. 1-12.
- 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), 日

- 本建築学会論文報告集 第 314 号, (1982), pp. 102-111.
- 8) 桑村 仁, 前田孝一; 低 YR 高張力鋼の機械的性質に及ぼす歪速度の影響, 日本建築学会構造工学論文集 Vol. 36B, (1990), pp. 385-397.
 - 9) 石川信行, 小林泰男, 東田幸四郎, 前中 浩, 豊田政男; 構造用鋼の変形・破壊性状に及ぼす歪速度の影響, 鋼構造年次論文報告集 第 4 巻, (1996), pp. 113-120.
 - 10) 藤本盛久, 難波恒夫, 中込忠男, 佐々木 聡; 地震力を受ける単一山形鋼筋かいの高速引張実験 (その 1), 日本建築学会構造系論文報告集 第 389 号, (1988), pp. 32-41.
 - 11) 増田浩志, 田中敦夫, 形山忠輝, 廣田 実, 角田拓也; 鋼材の機械的性質に及ぼす歪速度の影響 (SN490B, HT780, SUS304 の場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), (1996), pp. 241-242.
 - 12) 藤本盛久, 難波恒夫; 高速変形を受ける鋼部材の変形能力に関する実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), (1980), pp. 1129-1130.
 - 13) 見波 進, 山崎真司; 鋼材の応力-歪関係に及ぼす温度・歪速度・塑性歪の影響, 日本建築学会構造工学論文集 Vol. 45B, (1999), pp. 391-396.
 - 14) 谷村真治, 三村耕司, 山田 哲; 鋼構造材の動的強度 (高靱性材, 低靱性材および溶接部材), 第 2 回構造物の破壊過程解明に基づく地震防災性向上に関するシンポジウム論文集, (2001), pp. 135-140
 - 15) 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 第 322 号, (1982), pp. 11-19.
 - 16) 小野徹朗, 加古康也, 岩田 衛, 林 賢一, 中村祥保; 金属系材料の力学的特性に及ぼす切欠, 温度, 歪速度の影響 (その 3) (その 4), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿), C-1, (1998), pp. 555-558.

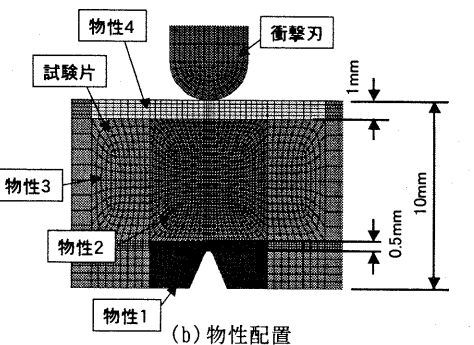
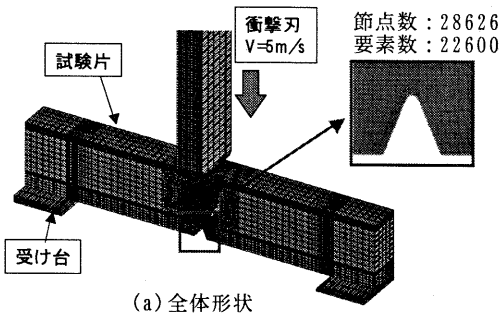


Fig. 23 解析モデル (Analytical FEM Model)

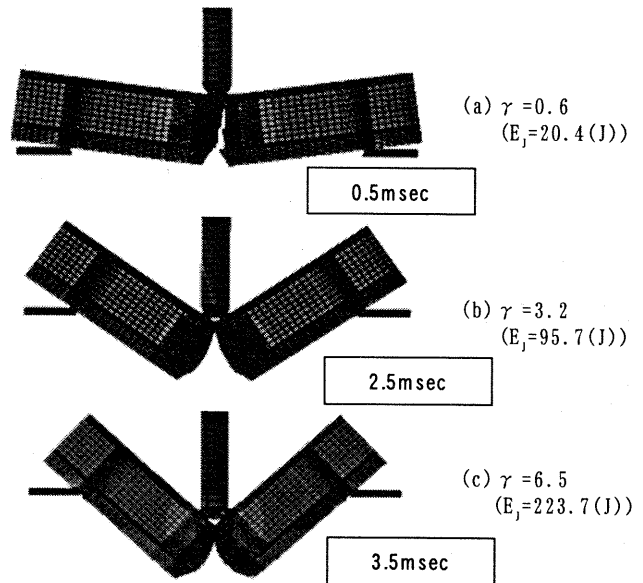


Fig. 24 解析結果 (Analytical Results)

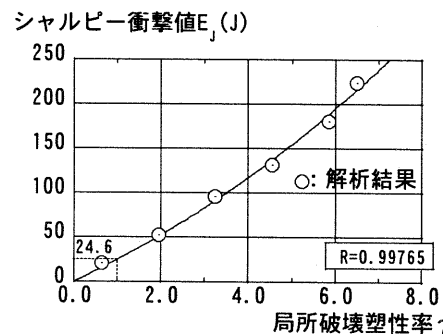


Fig. 25 シャルピー衝撃値 E_j と局所破壊塑性率 γ の関係 (Relationship between E_j and γ)