

鋼構造の延性破壊の有限要素法解析への導入に関する基礎的検討

小畠 誠¹・水谷 明嗣²・後藤 芳顯³

¹正会員 Ph.D. 名古屋工業大学助教授 社会開発工学科 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

²名古屋高速道路公社 (〒460-0002 名古屋市中区丸の内 2-1-36)

³正会員 工博 名古屋工業大学教授 社会開発工学科 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

過大な塑性変形による鋼構造部材の延性破壊はその後の脆性破壊の引き金になっている可能性も指摘されている。したがって、鋼構造物の終局挙動を有限要素法により解析するためには延性破壊も考慮できるようにすることが望ましい。しかしながら今のところ破壊を含む適切な数理モデルの構築をはじめ数値解析による検討ができる基盤が整っていないのが現状である。そこでここではこれらの問題を解決するひとつの段階として、適切な応力ひずみモデルの検定を行い、グルソン型モデルが鋼材の軟化挙動を一定の信頼性をもって適切に表していることを新たに考案した実験法で直接的に確認した。

Key Words: ductile fracture, plastic constitutive relation, elasto-plastic analysis, seismic design

1. はじめに

鋼構造部材の終局状態としては圧縮荷重下での挫屈や引張荷重下でひび割れあるいは破断を含む破壊に大別することができる。このときひび割れを含む破壊はさらに一方向の過大な荷重により生ずる延性破壊と繰り返し荷重により生ずる疲労破壊に分けられる。実際問題として適切に設計された構造物が一方向の過大な荷重で破壊することはまれであり、实用上重要なものは通常のレベルでの繰り返し荷重により生ずる疲労破壊である。このため構造部材の疲労強度に関して非常に精力的な研究がなされてきている。しかしながら先の兵庫県南部地震の被害では高サイクルの疲労破壊の範囲からはずれる、1回あるいは数回の載荷による非常に大きな塑性変形が伴うひび割れが観測され、鋼構造物の耐震設計におけるこのような破壊形式の重要性が新たに認識された。これらは通常の脆性破壊の形式とは異なるパターンとして認識されている。詳細については今後の研究を待たねばならないが、この原因として塑性変形による予ひずみの効果やひずみ速度の効果などがあげられている一方で、非常に大きな繰り返し荷重による延性破壊による微小き裂の発生なども指摘されて

いる^{1),2),3),4),5)}

このようにひび割れ発生を含む破壊現象は構造物の安全性を確保するうえで重要であるが、設計において詳細な検討を可能にするためにはそれを数値解析の点からも確認できることが望ましい。そして今後の鋼構造の設計や有限要素法をベースとした数値解析の動向を考えるとこのような試みは避けることのできないものと思われる。このような有限要素法解析を実現するには 1)幾何学的非線形、2)材料非線形(塑性応力ひずみ関係)、そして 3)材料レベルでのき裂発生条件のすべてを正しく考慮した解析が不可欠である。このうち 1)の幾何学的非線形性については過去数十年に及ぶ蓄積があり現在では各種の信頼できる有限要素法プログラムが利用可能である。くわえてある程度の規模の非線形解析をするためのハードウェアの基盤は整っており、それ自体の適用は比較的易しい。しかしながらその一方で同様に重要な問題である 2)の材料非線形性すなわち塑性域での応力ひずみ関係や 3)の材料レベルでのき裂発生条件については幾何学的非線形性の問題と比較して大きな進展はみられていない。そして現在では上記 1),2),3)項の精度のバランスが欠けた状態にあると言っても過言ではない。2)の応力ひずみ関係に関し

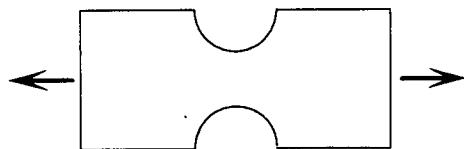


図-1 非一様変形する供試体の例

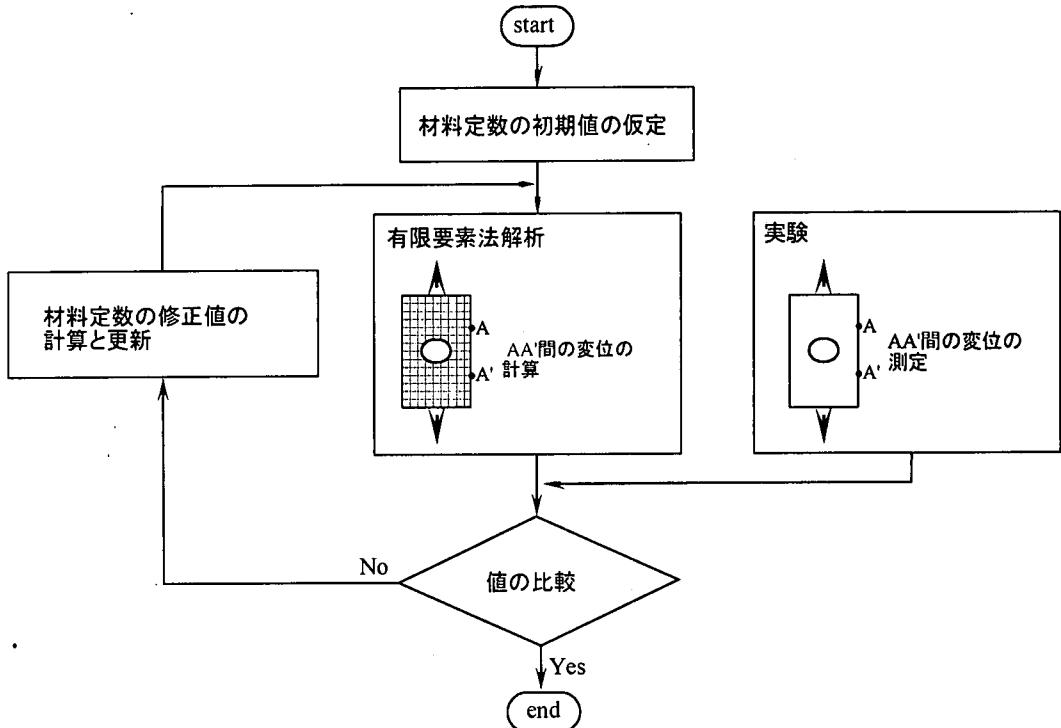


図-2 材料定数推定の方法

てはいくつかの限定された適用先に対しては一定の成果はみられるものの⁹⁾、塑性論の緩い枠組みの中で直接的な検証の方法もないままに数理モデルのみが複雑化してきているのが現状である。

本研究では上記の2)および3)の問題に注目し、構造用鋼材に対し大きな塑性変形のうちに生ずるひび割れ破壊を含めた有限要素法解析を行うための基礎的な検討を行う。これまで多くの応力ひずみ関係のモデルが提案されてきているが、大ひずみ領域や任意載荷経路での実験における数理モデルの直接的かつ定量的検証という点が決定的に欠如している。材料の損傷を表すような微妙な応力ひずみ関係を考えるうえで現状での重要な点は相当塑性ひずみにして30%以上の大ひずみ領域での数理モデルに含まれる定数を正確に推定し、モデルの適用性を検証することである。その検証のないままに変形の小さい領域

でのカーブフィッティングをベースとした応力ひずみ関係を新たに提案することに大きな意義は認めにくい。したがって本研究では特にこの点に注目し、新たに材料の損傷を表す応力ひずみモデルを構築することを目的とはしない。ここでは鋼材の延性破壊に影響する空隙の発生と成長を考慮した数理モデルとして一定の評価を得ているグルソン型構成モデル^{8),9),10),11)}を対象とし、その適切な材料定数の推定法を提案し延性破壊につながるような材料挙動に対する適用性をより直接的に検討するものとする。

2. 材料定数推定の方法

破壊や破断を含む領域での数値解析で最も重要なのは適切な応力ひずみ関係を用いることである。考

慮しなければならないひずみの大きさは相当塑性ひずみで 30%以上でありときには 100%程度にもなると思われる。これまでにも数多くの応力ひずみ関係が提案されてきているが、それらの多くは一軸での載荷実験結果をカーブフィッティングする目的で多くの内部変数を導入したものである。実際問題として材料挙動は複雑なので、応力ひずみ関係も正確さを追求するとともに必然的に複雑なものになる傾向がある。しかしながら一軸挙動の多軸へ拡張がもたらす誤差や一般的な一軸試験が有効でないような大ひずみ領域での精度については直接的な検証の方法が少ないので現状である。

今、ある応力ひずみ関係を表す数理モデルがあるとしてそれに含まれる材料定数を決定することを考える。JIS に定められている標準供試体を用い一様変形を前提とした通常の試験方法では有効なのはせいぜい 20%程度の一様のひびの大きさまでであり、延性破壊の解析に重要な大ひずみ領域では不適当である。もちろん標準供試体で一様のひび以降はくびれが生じて非一様変形するがこのくびれ以後の破断にいたるまでの変形は初期不整に影響をうけることがある。この問題を解決するひとつの方法として、図-1 に示すような非一様変形を前提とした供試体を用いて大変形を生じさせる。そのうえで有限要素法解析を利用して材料定数を推定する手法が著者らを含めて提案されている^{[12],[13],[14]}。以下に文献[12]による概略を示す。

図-1 に示すような供試体の引張載荷試験を行い、あらかじめ適当に選んだ標点間の変位を測定する。供試体は一様変形しないのでこのようにして測定した変位には間接的ながら材料の大ひずみ領域での挙動と非比例載荷経路における挙動が反映されていることになる。ここで想定する応力ひずみ関係モデルが ℓ 個の材料定数 $p_k (k=1, \dots, \ell)$ を含んでいるものとすると、これらの材料定数は観測された変位と有限要素法による数値解析により得られる結果が最も良く一致するように決めればよい。 $w_i (i=1, \dots, m)$ を観測点における変位の値としてその変位における荷重の観測値を P_{Ei} 、有限要素法による計算値を P_i とすると、最小 2 乗規範にもとづく次の誤差関数を最小にするような材料定数 p_i を決めるこになる。

$$W = \sum (P_{Ei} - P_i)^2 \quad (1)$$

ここで P_i は材料定数 p_k の関数であり形式的に

$$P_i = P_i(p_1, \dots, p_\ell) \quad (2)$$

と表すことができる。具体的に式(1)を最小化する材

料定数の組 (p_1, \dots, p_ℓ) を求める方法はいくつか考えられる。これは最適化あるいは逆解析の問題として扱うことができ、一般的には収束性やロバスト性を考慮するのが望ましい。しかしながらここでは扱いの簡単な双 3 次補間関数を用いたガウス・ニュートン法を用いた。手順をフローチャートにして表すと図-2 のようになる。仮定した数理モデルが適切なものであれば供試体によらず一貫性のある定数を推定することができ、また数理モデルそのものに問題があれば推定そのものがうまくいかないので、この手法は材料定数の推定だけではなく数理モデルの検定にもなる。

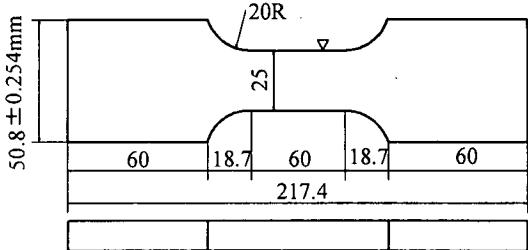
次に材料中に生じる微小空隙による影響を考慮する応力ひずみ関係として本研究ではグルソン型構成方程式モデルを用いるものとする。グルソン型モデルは金属材料に含まれる微小な介在物から発生する空隙が不安定的に連結して破断するという金属の延性破壊の過程を想定した標準的な軟化型構成モデルである。延性破壊を表現しうるものとして一定の評価を受けておりこれまでにもいくつかの数値シミュレーションに用いられている。ここでは Needleman と Tvergaard^[11]によって修正されたグルソンの構成方程式を用いる。詳細は参考文献にゆずるとして以下にこのモデルに含まれる材料定数について簡単に説明する。まず降伏関数は

$$\phi = \left(\frac{\sigma_e}{\sigma_M} \right)^2 + 2fq \cosh \left(\frac{tr\sigma}{\sigma_M} \right) - \left\{ 1 + (qf)^2 \right\} = 0 \quad (3)$$

で与えられる。ここに σ_M は基質材料の降伏応力、 σ_e はミゼスの相当応力、 f は材料中の空隙の体積比率である。参考文献[11]にしたがい $q = 1.5$ とした。このモデルに含まれる材料定数は基質材料の加工硬化に関するものと空隙の発生に関するものがある。空隙の発生は材料に含まれる剛な介在物と基質材料の相互作用を考慮することにより以下の式が与えられる。

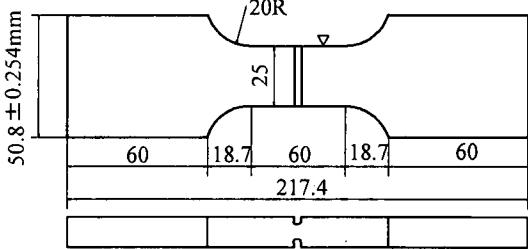
$$df_{nucl} = A \left(\frac{EH}{E-H} \right) d\varepsilon_M^p + \frac{1}{3} B tr\sigma \quad (4)$$

ここで E はヤング率、 H は基質材料の加工硬化係数 $H = d\sigma_M / d\varepsilon_M^p$ である。 A と B はそれぞれ空隙の発生が基質材料の塑性ひずみ ε_M^p と静水圧成分に依存するものを表す係数である。ここでは塑性変形のみに依存するとして $B = 0$ とし A は次のような正規分布関数で与える^[10]。ただし成長に関しては静水圧の影響は考慮されている。



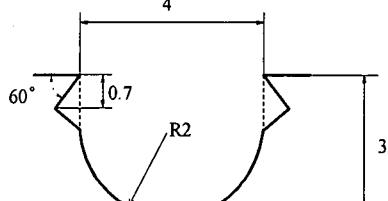
厚さ 12.7 +0.000mm -0.051mm

(a) B型供試体

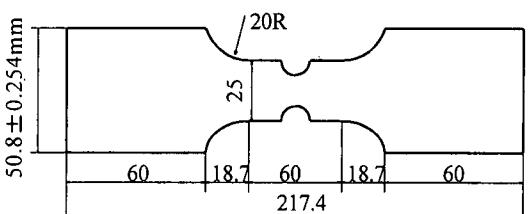


厚さ 12.7 +0.000mm -0.051mm

(b) BN型供試体

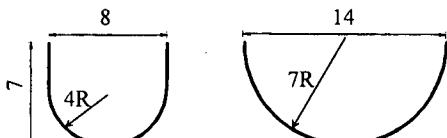


(c) BN型供試体ノッチ部詳細



厚さ +0.000mm -0.051mm

(d) CN型供試体



(e) CN型供試体ノッチ部詳細

図-3 供試体の形状および寸法

表-1 鋼材の化学成分

材質	C (x100)	Si (x100)	Mn (x100)	P (x1000)	S (x1000)
SM400A	16	15	62	20	8
SM490YA	19	35	143	13	7

f_N は塑性変形にともなって空隙を発生させる介在物の初期体積比率である。これからわかるようにグルソン型モデルは空隙体積比率 f を単独の損傷パラメータとした損傷型応力ひずみ関係であるということができる。そして軟化に関する材料定数としては f_N , s_N および ε_N の3個になる。ここでモデルの性質を考えるとひずみの小さい領域では体積空隙比率 f は小さいと考えられ基質材料の加工硬化が材料全体の挙動に対し支配的であり、ひずみの大きい領域では f の増加による軟化が支配的になる。したがって軟化に関する材料定数、特に s_N と ε_N は破断やひび割れが実際に生じるような大ひずみ領域において決定されなければならない。 s_N および ε_N についての標準的な値の範囲は与えられているがこの決定は一般的には難しい。しかしながら構造物の破壊や破断を定量的に予測するにはこの定数をある程度の精度で決定する必要がある。なお f_N は材料中に含まれる微小な介在物の体積比率と考えて良く s_N と ε_N とは性質が若干異なるものである。そこで f_N については標準的な値として 0.04 に固定して考えるものとした¹⁰⁾。

3. 実験の概要

前章で示した考えにしたがい本研究では図-3 に示すような供試体を用いる。材質および化学成分は表-1 にまとめる。これらの供試体はいずれも JIS の 5 号試験体を参考にした B 型(図-3(a))とそれに応力集中部であるノッチを設けたものである。いずれも長手方向を圧延方向にとった。応力集中係数は CN1 型, CN2 型, BN 型それぞれ 1.4, 1.7, 1.8 である¹⁰⁾。BN 型では供試体中央部では平面ひずみ状態が卓越するのに対し、CN1, CN2 型がどちらかというと平面応力状態に近い。また BN 型にはクリップゲージ取り付け用の溝を図-3(c)のように切った。いずれの試験体も MTS 社製油圧式材料試験機を用いて単調載荷による変位制御引張り破壊試験を行った。

2 章に示した方法では供試体の変形にともなう変位を測定する必要がある。これにはいくつかの方法が考えられるが CN1 および CN2 型供試体に対して

$$A = \left(\frac{1}{H} - \frac{1}{E} \right) \frac{f_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left\{ -\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_M^p - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right\} \quad (5)$$

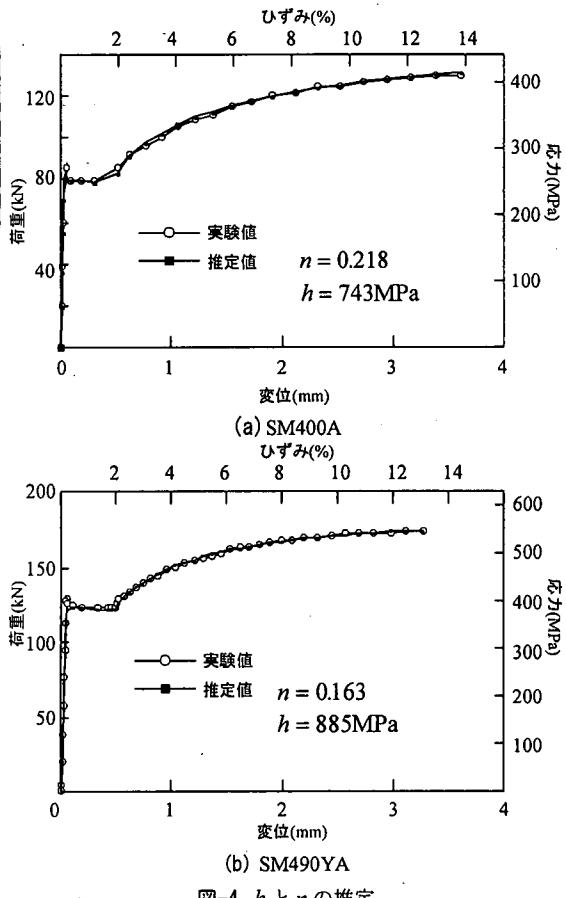
表-2 基本的な材料定数

材質	SM400A	SM490Y
ヤング率(GPa)	1.92×10^2	2.03×10^2
ポアソン比	2.79×10^{-1}	2.65×10^{-1}
降伏応力(MPa)	2.50×10^2	3.85×10^2
加工硬化開始時ひずみ	1.59×10^{-2}	1.63×10^{-2}

表-3 ε_N と s_N の検査範囲

材質	供試体	ε_N or h	s_N or n
SM400A	B	$647 \leq h \leq 804$	$0.05 \leq n \leq 0.35$
	CN1	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.6$	$0.1 \leq s_N \leq 1.0$
	CN2	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.6$	$0.1 \leq s_N \leq 1.0$
	BN	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.7$	$0.1 \leq s_N \leq 0.9$
SM490YA	B	$784 \leq h \leq 941$	$0.05 \leq n \leq 0.25$
	CN1	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.7$	$0.2 \leq s_N \leq 0.7$
	CN2	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.7$	$0.2 \leq s_N \leq 0.7$
	BN	$0.1 \leq \varepsilon_N \leq 0.7$	$0.1 \leq s_N \leq 0.9$

通常の変位計を用いる手法では測定点および測定範囲に制約が多いため、銀塩写真を用いる簡易な方法をとった。これは具体的には次のような方法である。まず供試体表面にあらかじめ約 5mm 間隔だけがき線でマーキングをし、載荷の各段階で 35mm フィルム(FUJI NEOPAN400 PRESTO)を用いて供試体を写真撮影する。そしてそのネガフィルムをフィルムスキャナで読み込みデジタル画像化した後に画像処理によりマーキングされた標点間の変位を測定するものである。画像測定に CCD を用いなかったのは現段階では銀塩写真の方がはるかに高い解像度が得られるからである。なお、用いたカメラは NikonFM、レンズは MicroNikkor55 である。接触型変位計の接触点をマーキングした点とみなして、銀塩写真を用いた変位測定の精度を検定した。解像度は 1 ピクセルあたり約 0.03mm でありその結果悪くても 0.05mm 程度の精度が得られることを確認した。このような銀塩写真を用いた測定における精度に対する影響因子はレンズおよびフィルムの解像度のみならず撮影された画像の微妙なゆがみをどのように補正するかにかかっている。これには文献 16)にあるような手法が知られているが、ここでは画面の端部に固定した標点を配置しそれを用いて線形補間により画面のゆがみを補正する方法をとった。また供試体の厚みが大きい BN 型では光学的な手法の適用が難しいのでノッチ開口部に取り付けたクリップゲージによりノッチの開口変位を測定した。

図-4 h と n の推定

4. 実験結果と考察

(1) 基質材料の材料特性

まず材料の基本的な材料特性について確認する。ヤング率、ポアソン比、降伏応力および加工硬化開始時のひずみ（降伏棚の長さ）については B 型試験体を用いた試験により表-2を得た。2章であきらかにようにグルソン型モデルに含まれる材料定数は基質材料の性質と材料の損傷に直接関連する空隙発生に関するものとに大きく分けることができる。ここで基質材料の塑性挙動を仮定する必要があるが、本研究では単調載荷しか扱わないことから等方硬化にしたがう、べき乗硬化則を仮定する。すなわち

$$\sigma = \sigma_y^0, \quad 0 \leq \varepsilon^p \leq \varepsilon_{st} \quad (6a,b)$$

$$\sigma = h(\varepsilon^p - \varepsilon_{st} + \alpha)^n, \quad \alpha = \left(\frac{\sigma_y^0}{h} \right)^{\frac{1}{n}}, \quad \varepsilon_{st} \leq \varepsilon^p \quad (6c,d,e)$$

となる。ここに σ はミゼスの相当応力、 σ_y^0 は初期

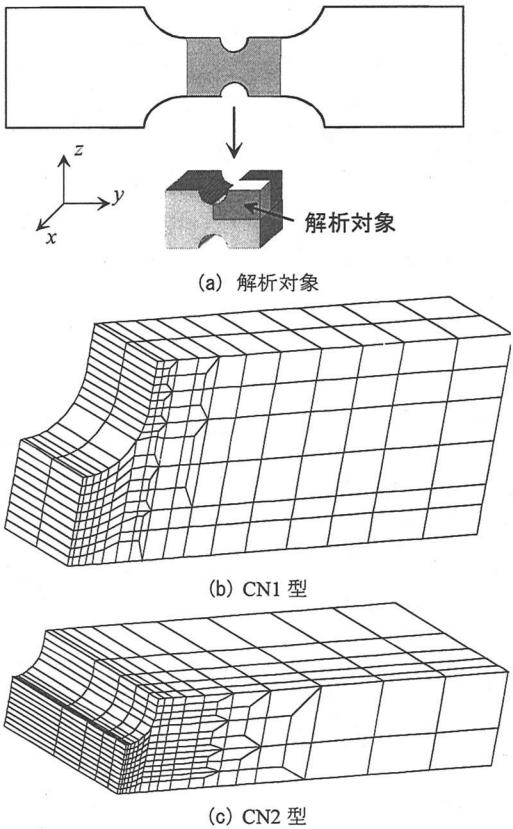


図-5 境界条件と有限要素分割

降伏応力, ε^p は相当塑性ひずみ, ε_{st} は降伏だなの大きさあるいは加工硬化開始時のひずみの大きさである。したがって推定すべき材料定数は先に示した s_N と ε_N に加えて上の式(6)に含まれる h と n の合計 4つということになる。2章で示した手法は理論的にはいくつの材料定数の推定にも適用可能であるが、数が多くなると計算量が急激に増加し現実的でなくなることも事実である。これをさけるためにここでは次のように考えることにする。定式化のうえでは基質材料に関する材料定数 h と n と材料の損傷に関するものの s_N と ε_N は不可分であるが、実際問題として塑性ひずみの比較的小さい範囲では基質材料の性質が優勢でありの損傷の影響は十分に小さい¹²⁾。そして空隙による軟化挙動が優勢になるのは最大荷重点付近以降である。したがって B 型試験体を用いた試験ではほぼ一様変形することが保証される最大荷重点付近まで基質材料に関する h と n のみの推定を行う。このときに材料挙動は空隙の影響を考慮しない。すなわち $f_N = 0$ とする。 h と n の探査範囲は表-3 に示す。以下の解析では収束判定の基準として

表-4 ε_N と s_N の推定値

材質	供試体	ε_N	s_N
SM400A	CN1	0.381	0.483
	CN2	0.376	0.508
	BN	0.384	0.460
SM490YA	CN1	0.439	0.352
	CN2	0.418	0.384
	BN	0.420	0.372

は次のものを用いた。

$$\left| \frac{W_{k+1} - W_k}{W_k} \right| < 10^{-3} \quad (7)$$

ここで W_k は k ステップ目での 2 乗誤差の値である。図-4 に基質材料に関する h と n の推定結果を示す。この引張り試験では供試体はほぼ一様変形するので変位は通常の接触型のび計によるもの用いた。図-4 にもあるように考えている伸びひずみは 13~14% 程度までである。ここで想定したのは式(6)に示したべき乗則であるが、実験結果ときわめて良く一致している。また収束性も良く探査した範囲内でいずれも 2, 3 回程度の修正でこれらの値を得ている。この程度の変形の範囲であれば加工硬化の数理モデルとしてべき乗則が優れたものであることがわかる。

(2) グルソンモデルの材料定数

次に基質材料の硬化則としてこの h と n を用いるものとして空隙による材料の損傷に関する s_N と ε_N を求めた。用いた供試体は非一様変形する CN1, CN2, BN 型である。図-5(a)に示すように解析対象は対称性を利用してそれぞれの平行部の 8 分の 1 の部分としている。図-5(b), (c)にそれぞれの有限要素法解析に用いたメッシュ分割を示す。数値解析そのものは ABAQUS/StandardVer.5.7¹⁷⁾を用いた。使用した要素は 3 次元連続体 20 節点要素(C3D20)である。なお、要素分割に対する解の収束性は大変形状態において確認している。境界条件としては実験に対応させるために平行部端部で x, z 方向の変位を固定し、 y 方向の強制変位を与えるものとした。 s_N と ε_N の探査範囲はあらかじめいくつかの計算を行って表-3 にまとめるようなものとし、収束判定は h と n の場合と同じ式(7)を用いた。図-6, 7 に s_N と ε_N の推定結果とそのときの観測点での荷重変位曲線を示す。またそれぞの推定値については表-4 にまとめて示す。そして参考のため図-6, 7 には異なる供試体で推定した s_N と ε_N による荷重変位曲線もあわせて示している。

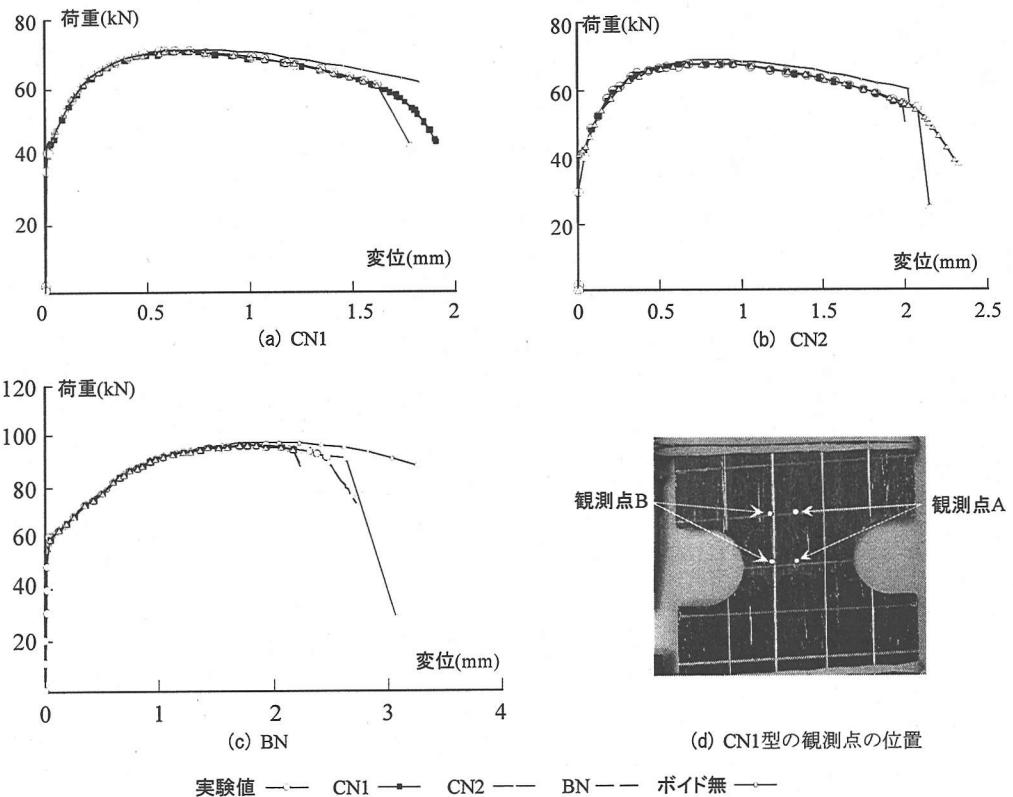


図-6 SM400Aの ε_N と s_N の推定

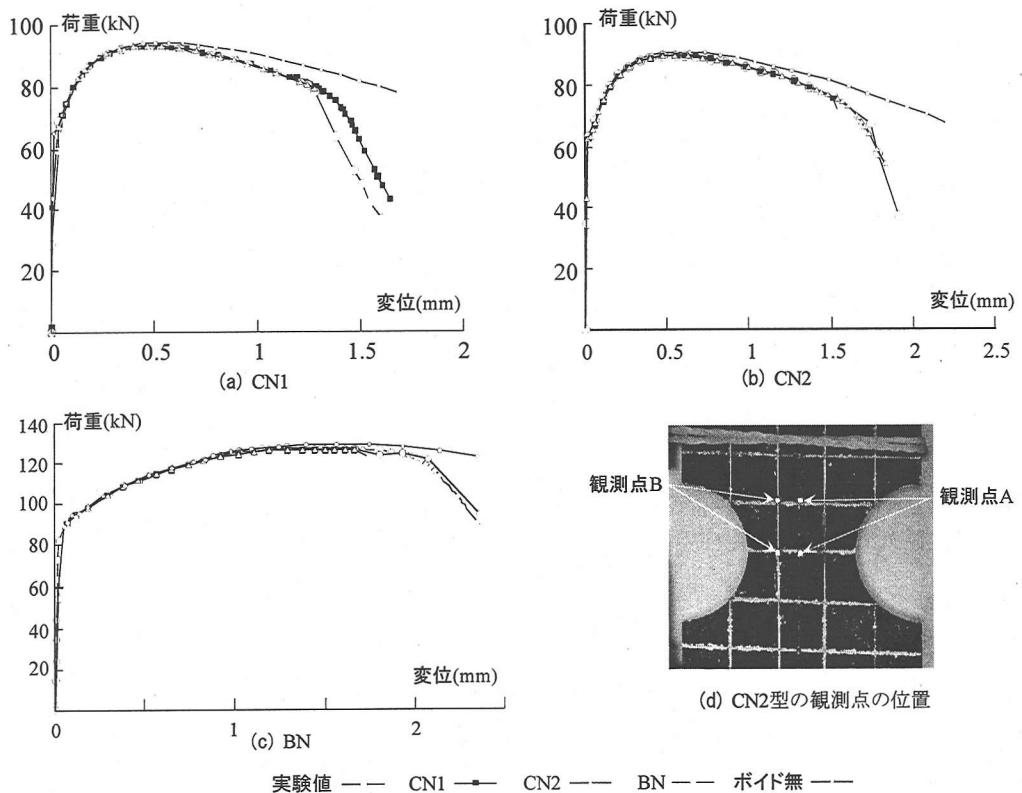


図-7 SM490YAの ε_N と s_N の推定

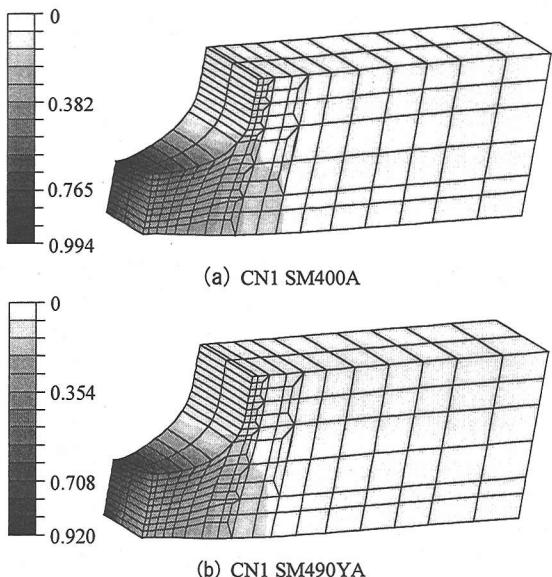


図-8 相当塑性ひずみの分布

CN1, CN2 型では変位観測点は図 6(d), 7(d)にあるように供試体中央部の点 A である。この観測点は予備的な計算によって荷重変位曲線の s_N と ε_N への依存が大きいところを選択した¹²⁾。 s_N と ε_N の推定に用いた観測値は CN1, CN2 型では破断により荷重が急激に減少する直前までとした。グルソンモデル自体は金属の延性破壊を視野に含めたモデルではあるが依然、連続体モデルでありひび割れの発生近傍以降の変形を合理的に表現するには適当ではない。したがって破断点以降を含めると s_N と ε_N の推定が合理的なものにならないからである。もちろん実用上は何らかの破壊基準を設けて延性破壊によるき裂の進展を、コンクリートの進行性破壊解析と同様に進めていくのが望ましいが、そのためには適切な応力ひずみ関係を確立したうえで延性破壊の発生条件を決定する必要がある。それ自体、はじめに述べた3)と関連する重要で大変興味深い問題であるが、本研究ではまず延性破壊につながる軟化挙動を正確に把握することを目的にしている。破壊そのものの判定については次の課題としたい。

表-4 を見てわかるように、どの供試体を用いた推定値も s_N には若干のばらつきは見られるが ε_N については非常に良く一致している。 s_N は式(5)からもわかるように空隙発生の割合を正規分布関数と仮定したときの分散であり荷重変位曲線に対する感度は ε_N に比べればやや小さい¹²⁾。このために s_N については推定した値がややばらつくものと思われる。これらの値は ε_N , s_N ともにその標準的とされている

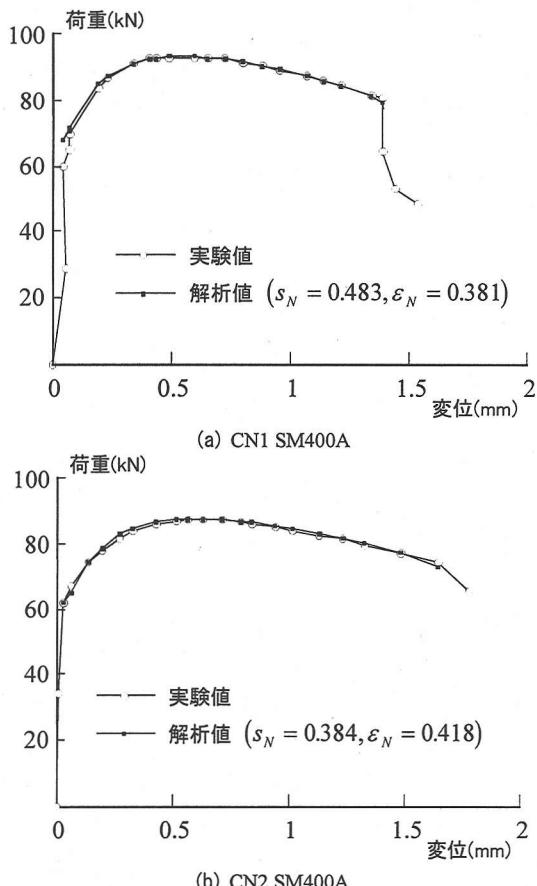


図-9 観測点 B における荷重変位曲線

値 ($\varepsilon_N = 0.1 \sim 0.3, 0 < s_N \sim 0.1$) からするとともに大きく、特に s_N は大きくずれている。この原因としては s_N については荷重変位曲線そのものに対して ε_N ほど強い影響を与えないのにくわえ、本研究におけるような大ひずみ領域において材料定数の推定の直接的な検討が行われていないためであると思われる。いずれの場合も収束性は良く探査範囲内に数回の収束計算でこれらの値を得た。探査範囲外では荷重変位曲線が実験値と大きく異なることを確認しており、基質材料の加工硬化則としてべき乗則を用いるかぎり今回の実験で得られた s_N と ε_N が有限要素法解析には適当なものになることになる。ただし基質材料の加工硬化則として異なるものを選択すればこれらの値もまた当然変わることになる。特に相当塑性ひずみが 20%程度以上の領域での基質材料の挙動は s_N と ε_N の値にかなり影響するものと考えられ、表-4 に与えるものが唯一の組み合わせであることは保証されない。しかしながら図-6, 7 に示したように、変形パターンの異なる独立した供試体から一貫性の

ある s_N と ε_N が得られていることを判断すると、表-4 に与えた値が実際の現象を良く表すひとつの合理的なものであると結論することはできるであろう。

図-8 に s_N と ε_N を求めた荷重変位曲線の変位が最大になる点における相当塑性ひずみの分布を示す。CN1, CN2 型では観測点間の伸びひずみは平均すれば 30% 程度に過ぎないが、ともに供試体に発生している相当塑性ひずみの最大の大きさは 100% 近くにも達している。相当塑性ひずみの大きい領域はノッヂ付近の内側に大きく広がっており観測点の変位はこういった変形の大きな領域の影響をうけていることになる。図-6, 7 には参考のため軟化を考慮しない場合 ($f_N = 0$) の荷重変位曲線（ボイド無に対応）もあわせて示したが、ひずみの比較的小さい領域で材料挙動を非常に良く表している（図-5）べき乗則もそのまま大変形領域まで適用すると実際の挙動からは大きくはずれてしまうことが良くわかる。特に差は非一様変形する場合でも最大荷重点以後に顕著であり幾何学的非線形性の影響が大きいことがうかがわれる。図-8 は式(3)～(5)および(7)を仮定した応力ひずみ関係のもとで計算されたものであり、もちろんこれは実際のひずみ分布がこのようになっていくことを保証するものではない。そこで表-4 の値と図-8 のひずみ分布の確認をする意味で図-9 に CN1 と CN2 型供試体に対して図-6(d), 7(d) の観測点 B における変位を測定しその荷重変位曲線を表-4 の値での解析値と比較した結果を示す。この図からわかるように、変位の実測値と解析値は観測点 A におけるものと同程度に良く一致している。これはつまり表-4 の値によって単に観測点 1 点の変位だけではなく他の点の変位についても同程度の精度で解析できることを意味しており、図-8 に示したひずみ分布と表-4 の値にはかなり信頼がおけることになる。そして数理モデルとしてのグルソン型モデルにも基本的には信頼性があると結論できる。なお、図-9(a) では載荷初期の段階でごく僅かにスナップバックが生じているように見えるがこれは変位測定の精度によりこのような結果になったものと思われる。

次に平面ひずみ状態に近い状態を再現すると考えられる BN 型供試体の結果を見る（図-6(c), 図-7(c)）。SM400A と SM490YA とともに CN1, CN2 型と同様に、それ自身の荷重変位曲線から推定した s_N と ε_N と他の供試体から推定した s_N と ε_N は良く一致している。すなわち BN 型のこの結果から結論できることは応力状態が大きく異なる供試体においてもグルソン型モデルは材料の軟化を良く表しているということになる。しかしながら荷重変位曲線の急激な荷重低下

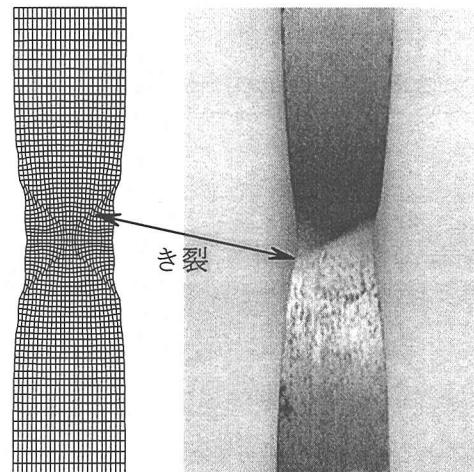


図-10 B 型供試体のせん断帯発生によるき裂発生と
 J_2 コーナー理論による平面ひずみ問題のひ
ずみ集中化解析¹⁹⁾

時付近において実験値との関係が CN1, CN2 型供試体とは若干異なるようである。急激な荷重の低下は実際には供試体にき裂が生じることに対応すると考えられるが、本研究の解析の範囲内ではき裂発生時の推定はできないのでこれについてはさらに検討を要する。すでに知られているように単調載荷における簡易な延性破壊基準としては静水圧成分と相当塑性ひずみが用いられており¹⁸⁾これは大まかにいってグルソンモデルの f と対応づけて考えることができる。一方、平面ひずみに近い状態ではこの簡易な破壊基準によるよりも早い段階でき裂発生にいたることが多い。この原因としては空隙の成長による材料の軟化よりも応力ひずみ関係そのものから導かれる幾何学的非線形性によるひずみの集中化が原因との見方がある¹¹⁾。言い換えれば図-10 に示すような降伏曲面上のとがり点などに起因するひずみ集中化により生ずる局所的な大変形により延性破壊の条件が満足され、それ故にき裂の発生にいたる可能性である。したがって平面ひずみも含めて載荷状態に依存しない延性き裂発生の条件が単純にグルソンモデルの材料定数のみで表現できるにしても、実際の破壊解析においては図-10 にあるようなせん断帯等によるひずみ集中化も視野に入れる必要があることを意味している。実際に CN1, CN2 型とは異なり、BN 型については発生したき裂の位置からせん断帯の発生が推定された。今後、繰り返し載荷も含めた延性破壊の検討を行ううえでこの点は非常に重要であると考えられる。

5. まとめ

本研究では有限要素法解析による鋼材の延性破壊を含む検討を目指して、鋼材の塑性変形による材料軟化の挙動をグルソン型モデルにより適切に表現できるかどうかを直接的な方法で定量的に検討した。グルソン型モデルを実際の解析に適用するためには特に30%以上の大ひずみ領域において応力ひずみ関係の材料定数を正確に推定する必要がある。そこで非一様変形する供試体を用いて変位を測定するという著者らが提案した手法を適用した。あきらかになつた事項は以下の通りである。

- 1) 銀塩写真撮影による供試体の変形測定はひずみゲージでは測定が困難な大ひずみ領域まで測定が可能であり、また観測点もフレキシブルに選ぶことができ有用である。
- 2) 単調載荷でひずみが10~20%程度の領域であればべき乗則は鋼材の加工硬化を非常に良く表現する。
- 3) 非比例載荷、多軸応力状態、100%近い大変形のすべてを含む実験結果をグルソン型モデルにより良く再現することができる。供試体が異なつても供試体表面の変位の解析結果には一貫性があり、したがつて大変形時を含めてグルソン型モデルは鋼材の劣化挙動を表すのに適當なモデルであると考えることができる。

今後の課題としてはまず延性破壊が生じる、すなわち延性き裂が実際に生じる点をグルソン型モデルを用いてどの程度良く推定できるかという点がある。特に載荷状態に依存しない形で統一的に延性き裂発生の条件を決定できるかどうかが問題である。そして次に、繰り返し載荷時の単純な拡張が可能かどうかという点も重要である。これらの点についても今後検討を続けていく予定である。

謝辞：本研究は科学研究費基盤研究(c)課題番号10650461および一部は(財)豊田理化学研究所の援助を受けました。また供試体の作成に関しましては日本車輌製造(株)の小澤一誠氏の協力を得ました。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 杉本浩一、高橋泰彦：阪神・淡路大震災で破断した柱梁仕口部近傍の破面の調査—き裂の発生の検証と材質変化の分析—、鋼構造論文集、Vol. 3, pp.21-34, 1995.
- 2) Kuwamura, H.: Ductile crack as trigger of brittle fracture in steel, J. Struct. Engrg., ASCE, Vol. 123, pp.729-735, 1997.
- 3) 岡下勝彦、大南亮一、道場康二、山本晃久、富松実、丹治康行、三木千壽：兵庫県南部地震における神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討、土木学会論文集、No.591/I-43, pp.243-261, 1998.
- 4) 三木千壽、四十沢利康、穴見健吾：鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊、土木学会論文集、No.591/I-43, pp.273-281, 1998.
- 5) 寺岡勝、島貢広志、森田耕次、薦野和彦、岡田忠義：1995年兵庫県南部地震による9階建鉄骨造建物の被害調査と検討、JSSC 鋼構造論文集、Vol.3, No.11, pp.21-34, 1996.
- 6) Shen, C., Mizuno, E. and Usami, T. : Development of cyclic two-surface model for structural steels with yield plateau, NUCE Report, No.9302, March, 1993.
- 7) 後藤芳顯、王慶雲、高橋宣男、小畠誠：繰り返し荷重下の鋼製橋脚の有限要素法による解析と材料構成則、土木学会論文集、No.591/I-43, pp.189-206, 1998.
- 8) Gurson, A.L.: Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part I-yield criteria and flow rules for porous ductile media, J. Eng. Mater. Tech., Vol. 99, p.2, 1977.
- 9) Tvergaard, V.: Influence of voids on shear band instabilities under plane strain condition, Int. J. Fracture Mech., Vol. 17, pp.389, 1981.
- 10) Chu, C.C. and Needleman, A.: J. Eng. Mat. Tech., Vol. 102, p.249, 1980.
- 11) Needleman, A. and Tvergaard, V.: An analysis of ductile rupture in notched bars, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 32, pp.461-490, 1984.
- 12) 小畠誠、水谷明嗣、後藤芳顯：大変形領域での材料構成則パラメータの同定方法について、構造工学論文集、Vol.44A, pp.29-36, 1998.
- 13) Aoki, S., Amaya, K., Sahashi, M. and Nakamura, T.: Identification of Gurson's material constants by using Kalman filter, Computational Mechanics, Vol. 19, pp.501-506, 1997.
- 14) Mahnken, R. and Stein, E.: Parameter identification for finite deformation elasto-plasticity in principal directions, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg., Vol. 147, pp.17-39, 1997.
- 15) 須藤一：材料試験法、内田老鶴園, 1992.
- 16) 村井俊治、奥田勉、中村秀至：非測定用カメラを用いた解析的写真測量に関する研究、東京大学生産技術研究所報告、pp. 195-209, 1981.
- 17) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc : ABAQUS/Standard User's Manual Ver.5.7.1 Vol. 1,2,3 1998.
- 18) Hancock, J.W. and Brown, D.K.: On the role of strain and stress state in ductile failure, J. Mech. Phys. Solids, Vol.

- 19) Obata, M., Shoji, T. and Goto, Y.: Analysis of strain localization of solids under cyclic loading using a corner theory of plasticity, Proc. of SDSS'97, Vol. 2, p.817, 1997.

THE VERIFICATION OF PLASTIC CONSTITUTIVE RELATION AND ITS APPLICATION TO FEM ANALYSIS OF PLASTIC FRACTURE OF STEEL MEMBERS

Makoto OBATA, Akitsugu MIZUTANI and Yoshiaki GOTO

As observed in the Hyogoken Nanbu Earthquake, brittle fracture is often triggered by preceding ductile fracture of steel members. The estimation of ultimate behaviors and deformation capacity of steel structures, therefore, critically depends on the ductile characteristics of its members. However, no reliable numerical method to investigate the ductile fracture of members is available because of the lack of the understandings of the quantitative aspects of such material characteristics. The objective of this work is to show a basic approach to a practical numerical analysis of ductile fracture. In the present work, we determined Gurson's model parameters using the proposed method to show that the FEM analysis with Gurson's model could be a suitable tool for the estimation of ductility limit of steel members.