

### 3. 高機能鋼材の機械的性質と活用に関する研究

#### 3. 1 概説

強度，靱性，耐腐食性，耐疲労性などに関する諸機能を改善した鋼材を高機能鋼材と称している。ここでは低降伏比高張力鋼と極低降伏点鋼を取り上げている。これらの高機能鋼材の機械的性質や部材強度特性を論ずるに先立ち，特に部材あるいは断面の塑性強度と変形能の評価に必要となる繰り返し塑性履歴構成式を検討した。

対象とする鋼材が普通鋼，高張力鋼，低降伏比鋼および極低降伏点鋼であり，それらの応力-ひずみ関係がかなり異なることから，それぞれの鋼材の応力-ひずみ関係を精度良く評価するために，鋼材の単調載荷曲線を基にした構成式を開発した。この構成式は3種の材料試験によって決定される12個の材料定数を必要とする。

単軸の引張・圧縮試験による鋼材の塑性履歴特性は以下の特徴がある。

- ① 塑性ひずみの繰り返しによる弾性域の縮小は普通鋼，高張力鋼および低降伏比鋼については有為な差は見られない。これに対して，極低降伏点鋼は弾性域の縮小が小さく，応力-ひずみ関係のループが大きい。このことはエネルギー吸収能に優れている極低降伏点鋼の特長と言える。
- ② 単調載荷曲線においてひずみ硬化が顕著に現れる普通鋼と極低降伏点鋼では繰り返し硬化による応力の上昇が著しい。高張力鋼や低降伏比鋼では繰り返し硬化は僅少であり，Dafalias-Popovの2曲面モデルを適用することができる。

低降伏比高張力鋼を用いた部材の圧縮あるいは曲げに対する強度と変形能について，実験的および解析的に検討を行い，応力-ひずみ関係の相違がこれらの特性に与える効果を明らかにした。何れも単調載荷の下での座屈問題を論じており，座屈強度に関しては特筆するような低降伏比高張力鋼の特徴は現れないのは当然と言える。塑性ひずみが大きくなる除荷域の勾配が高張力鋼に比べて緩やかになることと，曲げを受ける場合の全塑性強度を確保できる限界幅厚比が高張力鋼より若干大きく取ることができる程度である。低降伏比高張力鋼の材料特性は高次不静定構造物の塑性崩壊機構を確実に形成することなど，塑性領域における変形能を活用することにより始めて発揮させることができる。中間報告書で述べたように低降伏比高張力鋼の応力-ひずみ関係には，ラウンド型と称する降伏棚を持たない場合と明瞭な降伏棚を有する場合とが存在する。塑性崩壊機構を確実に形成するには後者の明瞭な降伏棚を有する応力-ひずみ関係が望ましい。

極低降伏点鋼はその良好な靱性を活用して建築構造物の吸振材として利用され始めているが，橋梁への適用の可能性を検討した。極低降伏点鋼を使用し耐震性能を改善する鋼橋の部位としては地震時に作用力が集中する支承および橋脚が考えられる。ただし，極低降伏点鋼を使用した部材は常時荷重によっては過大な応

力を受けない特殊構造とする必要がある。ここでは連続桁橋の端支点部に設置して地震時に橋軸方向変位に対してのみ効果を発揮する吸振装置を考案し、各種の強震記録に対する応答変位の低減を検討した。

さらに、新しい構造要素としてテーパプレート、サンドイッチ板、波形鋼板について、座屈・耐荷力の観点からの調査研究を行った。

テーパプレートについてはI形断面桁のフランジに適用して、桁の抵抗モーメントを作用モーメントに円滑に対応させることができる。板厚比と応力比の任意の組み合わせについて、フランジの局部座屈強度の評価が必要となる。そこで、アイソパラメトリックシェル要素を用いた変厚板の弾塑性有限変位解析により基礎資料を作成した。

サンドイッチ板は面内圧縮荷重を受ける場合、波形鋼板は面内せん断力を受ける場合について、それぞれ基本的な座屈強度特性を論じた。

## 3. 2 繰り返し塑性履歴構成則と各種鋼材の材料定数

### 3. 2. 1 単調載荷曲線を基準とした構成式

#### A. まえがき

鋼構造物が地震力などの繰り返し作用を受け大きな塑性変形を生じる場合の構造物の挙動を正確に把握するには、鋼材の繰り返し塑性履歴を精度良く表現できる構成式が必要となる。構成式は正確であると同時に、そこに含まれる定数が少なく、かつ定数の決定法が簡潔で明瞭であることも重要である。また、構造用鋼材でも普通鋼、高張力鋼、低降伏比高張力鋼などではそれぞれ応力-ひずみ関係の特徴が異なっており、これらのいずれの鋼材に対しても適用可能なことが望まれる。

これまで鋼材の繰り返し塑性履歴を表現するための構成式に関する研究が数多くなされてきた。代表的なものとしては、応力空間において相異なるひずみ硬化係数を有するいくつかの曲面を考え、これらの曲面によって鋼材の塑性履歴を表現する多曲面モデル<sup>1)</sup>、降伏曲面と境界曲面の2個の曲面を設定し、これら2個の曲面の位置や大きさ等の関係を用いて接線塑性係数を決定する二曲面モデル<sup>2), 3)</sup>、多曲面モデルや二曲面モデルを修正したモデル<sup>4)-9)</sup>等が提案されている。また、実験式として、Ramberg-Osgood式<sup>10)-12)</sup>で表現するモデル、塑性履歴曲線として単調載荷曲線をその主要なものとして表現するモデル<sup>13), 14)</sup>等がある。これらのモデルにおいては、実験結果をかなり精度良く再現しているものもある一方で、定数の決定の過程において、提案モデルによるシミュレーション結果が実験値とほぼ一致するまで多数の実験を行い、複雑な計算をしなければならないものがある。

そこで本研究においては、単調載荷曲線の塑性ひずみ-真応力関係を直接利用した構成式を考案し、そこに含まれる材料定数の決定に必要な3種類の実験法と定数の決定方法を確立した。応力-ひずみ関係の異なる鋼材や、構成式に含まれる定数の決定に用いた3種類の塑性履歴以外の一般的な塑性履歴に対してもこのモデルが適用できることを確認するため、普通鋼SS400、高張力鋼SM570、低降伏比高張力鋼LYR590について塑性履歴経路の異なる数種類の実験をおこなった。そして、このモデルによる数値シミュレーションと実験結果の比較を行い、モデルの妥当性を確認した。さらに、多軸応力状態に対して、構成式を拡張し、既往の研究で行われた実験結果とシミュレーションの比較を行い、妥当性を確認した。

#### B. 構成式の展開

##### (1) 構成式の概要

本研究では、単調載荷曲線を利用した構成式を考案したが、既往の研究において同様に単調載荷曲線を基にした構成式としては、加藤ら<sup>13)</sup>と修行ら<sup>14)</sup>のモデルが挙げられる。加藤らのモデル<sup>13)</sup>では、工学ひずみ-公称応力で表現した鋼材の塑性履歴曲線を構成式の骨格をなす単調載荷曲線の一部に相当する部分、バウシinger効果による軟化部分、弾性的除荷部分の3領域に分けて表現している。塑性履歴曲線の主要な部分をなす単調載荷曲線については、圧縮側、引張側でそれぞれ1本ずつの基本となる単調圧縮曲線、単調引張曲線を定義している。バウシinger効果による軟化部分の曲線は双曲線で表現され、軟化の程度は逆負荷方向、引張(圧縮)側なら圧縮(引張)側で累積された単調載荷曲線上の総ひずみ量の関数として表現されて

いる。修行らのモデル<sup>14)</sup>では、「最初の除荷点と次の除荷点の真応力の絶対値が等しい」引張-圧縮-引張の塑性履歴曲線を基準ループとして設定し、基準サイクルやそれ以外の場合について多数実験を行い、基準サイクルとそれ以外の場合の相違を実験式により表現している。このモデルにおいても、真ひずみ-真応力で整理した鋼材の塑性履歴曲線を単調引張曲線に準ずる部分、ヤング率で直線的に変動する部分、逆負荷に対して過渡的な挙動を示す部分の3領域に分けて表現し、比較的精度良く実験結果を再現しているが、場合分けや繰り返し塑性履歴を表現するのに必要な式および定数が若干多いものとなっている。本研究においては、塑性ひずみ-真応力で整理した繰り返し塑性履歴曲線の引張側、圧縮側の単調載荷曲線の一部をなす領域を圧縮側と引張側とで区別せず1本の単調載荷曲線で表現した。さらに新しい概念として、単調載荷曲線の一部をなす領域以外の非線形的な挙動を示す遷移領域の塑性ひずみの幅を、単調載荷曲線上の塑性ひずみの関数で表すことを提案している。また、加藤ら<sup>13)</sup>のモデルにおいては記述されていなかった弾性域の減少、遷移領域でのループの曲率を変化させるパラメータを導入し、さらに定数を求めるための実験の種類を明確に定義した。今回考案した構成式は地震などの繰り返し外力を受ける構造物に適用することを目的とするため、ひずみ速度の影響はなく、低サイクル疲労の起きない範囲で繰り返し履歴をうけると仮定する。

単調載荷曲線を基にした構成式の概要を図-1(a), (b)に示す。図-1(a)は塑性ひずみ-真応力で整理した単調載荷曲線、図-1(b)は繰り返し塑性履歴を受けた鋼材の塑性ひずみ-真応力関係を示しており、図-1(b)の点0~8は図-1(a)の点0~8(ただし点4, 7を除く)と応力レベルが等しくそれぞれ対応したものとなっている。図-1(b)において、一軸状態における塑性ひずみ-真応力の関係を0-1の初期弾性域、1-3と5-6, 8以降の単調載荷曲線の一部をなす領域、3-5と6-8の遷移領域に分ける。さらに単調載荷曲線の一部をなす領域を1-2の降伏棚、2-3と5-6, 8以降のひずみ硬化領域に、遷移領域を3-4と6-7の弾性遷移領域、4-5と7-8の非線形遷移領域の2つに分けることにする。図-1(b)の塑性履歴曲線を例にとって構成式の概要を以下に説明する。

応力レベルが $\sigma_1$ である点3まで載荷した後、除荷したとする。除荷が進み点5において応力レベルが再び $\sigma_1$ に達したとすると、点5から後の塑性ひずみ-真応力の関係は図-1(a)の単調載荷曲線の点5以降の塑性ひずみ-真応力で表現され、再載荷が起こる点6までの点5~点6間の塑性履歴曲線は図-1(a)の単調載荷曲線の点5~点6の部分で表現される。このように単調載荷曲線を基にして、繰り返し塑性履歴を受け

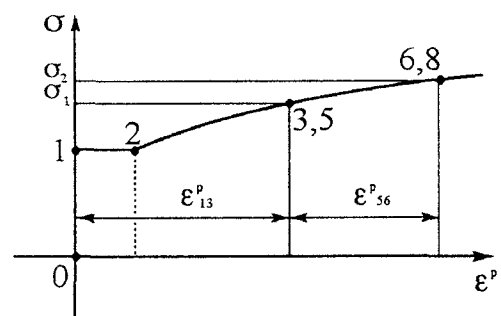


図-1(a) 構成式の概要

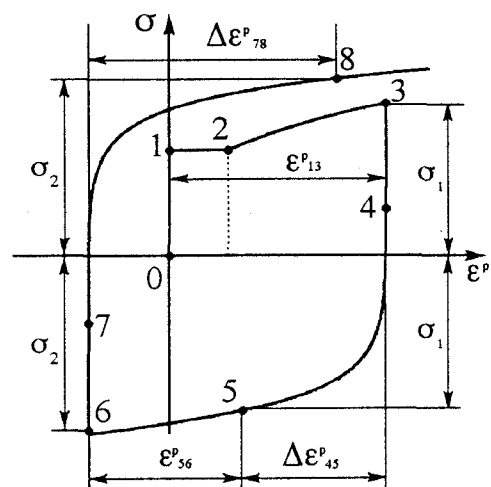


図-1(b) 構成式の概要

る鋼材の塑性ひずみ－真応力関係を単調荷重曲線の一部をなす領域とそれ以外の遷移領域に分けて表現する構成式では、これらの領域分けが重要となる。そのためには、単調荷重曲線上のある応力レベルまで達した後、荷重を反転させたときに再びその応力レベルに達するまでの塑性ひずみ変化量、つまり単調荷重曲線上のある応力レベルに対応する塑性ひずみ  $\epsilon^p_{mon}$  と、そこで荷重を反転させた時に現れる遷移領域の塑性ひずみの大きさ  $\Delta\epsilon^p$  の関係を定式化する必要がある。そこで、単調荷重曲線上の塑性ひずみ  $\epsilon^p_{mon}$  と荷重を反転させた時に現れる遷移領域の

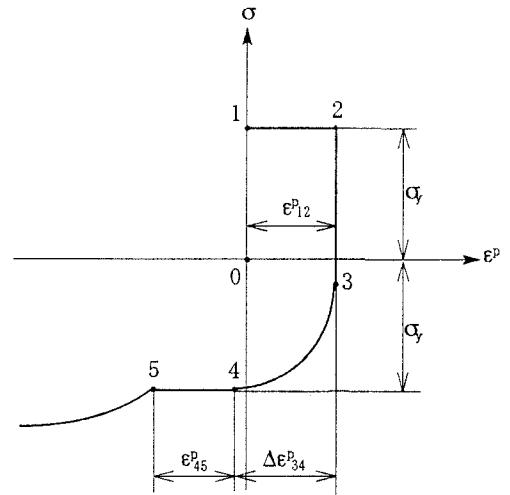


図-2 降伏棚

塑性ひずみの大きさ  $\Delta\epsilon^p$ 、例えば図-1(b)に示すひずみ硬化領域においては、 $\sigma_1$ なら  $\epsilon^p_{mon} = \epsilon^p_{13} + \Delta\epsilon^p_{45}$ 、 $\sigma_2$ なら  $\epsilon^p_{mon} = \epsilon^p_{13} + \epsilon^p_{56}$  と  $\Delta\epsilon^p_{78}$  との関係を、図-2に示す降伏棚においては、 $\epsilon^p_{mon} = \epsilon^p_{12}$  と  $\Delta\epsilon^p_{34}$  との関係を以下の式によって表現することとした。

$$\Delta\epsilon^p = \frac{e}{d} \sqrt{(\epsilon^p_{mon})^2 + 2d\epsilon^p_{mon}} \quad (1)$$

ここに、 $\Delta\epsilon^p$ ：遷移領域の塑性ひずみ大きさ、 $\epsilon^p_{mon}$ ：単調荷重曲線上の塑性ひずみ、 $d, e$ ：鋼材によって決まる定数。

## (2) 構成式の数学的表現

単調荷重曲線、弾性遷移領域、非線形遷移領域それぞれの塑性ひずみ－真応力関係を数学的に表現するために以下に示すような定式化を行った。

### a) 単調荷重曲線の一部をなす領域の表現

この構成式は単調荷重曲線を基にして鋼材の塑性履歴曲線を表現しているため、各種鋼材の機械的特性を考慮し、しかも実験結果を精度良く再現できるように単調荷重曲線の定式化を行う必要がある。そこでひずみ硬化領域の単調荷重曲線については、接線塑性係数の変化にも注意して以下の式によって表現することとした。

$$\sigma = a \ln\left(\frac{\epsilon^{p*}_{mon}}{b} + 1\right) + \left(E^{p_{st}} - \frac{a}{b}\right) \epsilon^{p*}_{mon} + \sigma_y \quad (2)$$

ここに、 $\epsilon^{p*}_{mon}$ ：ひずみ硬化開始点を原点としたときの単調荷重曲線上の塑性ひずみ、 $E^{p_{st}}$ ：ひずみ硬化勾配、 $\sigma_y$ ：下降伏点応力度、 $a, b$ ：鋼材によって決まる定数。式(2)はひずみ硬化開始点( $\Delta\epsilon^p_{mon} = 0$ )において、 $\sigma = \sigma_y$ 、 $d\sigma/d\epsilon^{p*}_{mon} = E^{p_{st}}$ を満たしている。

また、図-2のように降伏棚上で荷重を反転させると反転させたループにおいても降伏棚が現れてくる。降伏棚はリュダース線が平行部を伝播していく現象であるため、平行部内の塑性変形は不均一なものとなっている<sup>15)</sup>。そのため、伸び計によりひずみを測定したとしても、その値は平行部の平均的な挙動を示しているものであり<sup>12)</sup>、本来のひずみとは少し違ったものであるように思われるが、あらゆるひずみの範囲で構成式を定義する場合、降伏棚の挙動を定式化することは工学的には意味があるように思われる。図-2で示すような降伏棚上で荷重を反転させるような実験を行い、降伏棚上で荷重を反転させた時に現れる降伏棚の合計の長さ ( $\epsilon^p_{12} + \epsilon^p_{45}$ ) と

単調載荷時に現れるの降伏棚の長さ $\epsilon^p_{st}$ を比較したところ、既往の研究<sup>16)</sup>で指摘されているように両者はほぼ等しくなった。そこで、降伏棚上で荷重を反転させた場合、現れてくる降伏棚の長さの累計が単調載荷時の降伏棚の長さに達するまで降伏棚の挙動を示すこととした。

### b) 弾性遷移領域の数学的表現

図-1(b)の点3～点4および点6～点7、図-2の点2～点3のような遷移領域における弾性域については、鋼材が繰り返し塑性履歴を受けるとバウシinger効果により弾性域の大きさは初期弾性域の大きさより減少し、ある程度以上の繰り返し塑性履歴を受けると弾性域の大きさは一定値に収束することが明らかにされている<sup>9), 16)</sup>。そこで、繰り返し塑性履歴にともなう弾性域の大きさの変化を以下の式によって表現することとした。

$$\frac{\kappa}{\kappa_0} = \frac{1-c}{(\Delta\epsilon^p_{max} + 1)^n} + c \quad (3)$$

ここに、 $\kappa$ ：弾性域の大きさ、 $\kappa_0$ ：初期の弾性域の大きさ( $2\sigma_y$ )、 $\Delta\epsilon^p_{max}$ ：最大塑性ひずみ振幅、 $c, n$ ：鋼材によって決まる定数。式(3)は $\Delta\epsilon^p_{max}$ がある程度大きくなると弾性域の大きさ $\kappa$ は一定値 $\kappa_0 \times c$ に漸近する。また、ここでの最大塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon^p_{max}$ とは圧縮側、引張側での履歴最大塑性ひずみを合計したものであり、皆川ら<sup>5)</sup>が定義しShenら<sup>9)</sup>が使用している累積相当塑性ひずみと同じものである。

### c) 非線形遷移領域の数学的表現

図-1(b)の点4～点5および点7～点8、図-2の点3～点4のような非線形遷移領域においては接線塑性係数の値が、非線形塑性域の開始点(例えば点4)での無限大から、非線形遷移領域の終了点(例えば点5)での接線塑性係数 $E^p_0$ の値まで大きく変化する。非線形遷移領域での構成式の精度の向上を図るためには、接線塑性係数を、このような特性を考慮できるような形で定式化することが重要となってくる。図-3に非線形塑性域である点4～点5を例に取り、接線塑性係数の定式化について説明する。図-3に示すように非線形遷移領域の開始点(点4)を原点とし、軸に塑性ひずみ、軸に真応力をとる。非線形遷移領域上の任意の点P( $x, y$ )における接線塑性係数 $E^p$ を原点から非線形遷移領域の終了点(点5)までの塑性ひずみ $\Delta\epsilon^p$ と真応力 $\Delta\sigma$ 、点5における接線塑性係数 $E^p_{st}$ を用いて以下のように表現することとした。

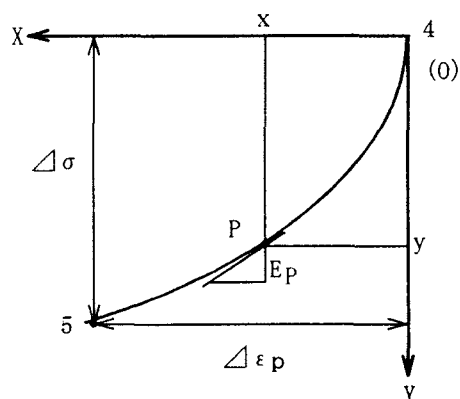


図-3 非線形遷移領域

図-3に示すように非線形遷移領域の開始点(点4)を原点とし、軸に塑性ひずみ、軸に真応力をとる。非線形遷移領域上の任意の点P( $x, y$ )における接線塑性係数 $E^p$ を原点から非線形遷移領域の終了点(点5)までの塑性ひずみ $\Delta\epsilon^p$ と真応力 $\Delta\sigma$ 、点5における接線塑性係数 $E^p_{st}$ を用いて以下のように表現することとした。

$$E^p = \frac{dy}{dx} = E^p_0 + (1+m)^2 \left( E^p_0 - \frac{\Delta\sigma}{\Delta\epsilon^p} \right) \left( \frac{x}{\Delta\epsilon^p} \right)^m \ln \left( \frac{x}{\Delta\epsilon^p} \right) \quad (4)$$

ここで $m$ は非線形遷移領域の形状を表す定数であり、 $-1 < m < 0$ である。式(4)において、非線形遷移領域の開始点( $x=0$ )では接線塑性係数 $E^p$ は無限大であり、非線形塑性領域の終了点( $x=\Delta\epsilon^p$ )では接線塑性係数 $E^p$ は $E^p_0$ となっている。さらに式(4)を $x$ に関して積分することにより点Pの座標値について以下の関係式が得られる。

$$y = E^p_0 x + (\Delta\epsilon^p - \Delta\sigma) \left( \frac{x}{\Delta\epsilon^p} \right)^{m+1} \left\{ (1+m) \ln \left( \frac{x}{\Delta\epsilon^p} \right) - 1 \right\} \quad (5)$$

式(5)において、非線形遷移領域の開始点 ( $x=0$ ) では  $y=0$  であり、非線形遷移領域の終了点 ( $x=\Delta\varepsilon^p$ ) では  $y=\Delta\sigma$  となっている。既往の単調載荷曲線を基にした構成式<sup>13), 14)</sup>においては、非線形遷移領域に相当する部分の定式化をその開始点と終了点の座標と接線勾配により行っていたが、式(5)では定数  $m$  を導入することにより非線形遷移領域の曲率の変化の影響も考慮できるようになっている。

この非線形遷移領域の曲率に関する定数  $m$  は境界条件を満たすため式(4)および(5)で定義されているように  $-1 < m < 0$  を常に満たさなければならない。さらに、降伏棚の領域では式(4), (5)の  $E^p_0$  は 0 であるが降伏棚が終わりひずみ硬化領域に入ると  $E^p_0$  が 0 から不連続的に  $E^p_s$  に変化し単調載荷曲線上のひずみの増加とともに減少していくため、降伏棚の領域とひずみ硬化領域の非線形遷移領域の  $m$  の傾向は違ってくるように思われる。そこで、降伏棚領域とひずみ硬化領域でそれぞれ別々に  $m$  を定義することとする。ひずみ硬化領域の非線形遷移領域の  $m$  は、ひずみ硬化開始点を原点としたときの単調載荷曲線上の塑性ひずみ  $\varepsilon^{p*}_{mon}$  の関数として以下の式で表現することとした。

$$m = \frac{f}{\varepsilon^{p*}_{mon} + \{1 + \exp(g)\}f} - 1 \quad (6)$$

ここに、 $f, g$  : 鋼材によって決まる定数。式(6)より、 $\varepsilon^{p*}_{mon} \geq 0$  において常に  $-1 < m < 0$  となることがわかる。

降伏棚で荷重を反転させたときのループの非線形遷移領域の  $m$  は降伏棚における塑性変形が不均一であり、関数にすることは困難である。また非線形遷移領域が非常に短いため  $m$  の値を変えてもほとんどループの形状に変化がない。よって、単調載荷曲線上の塑性ひずみが降伏棚の範囲内であるときは一定値をとることとした。

また、非線形遷移領域上で荷重を反転させた場合を図-4(a), (b)を例にとって説明する。図-4(a)において応力レベルが  $\sigma_1$  である点3まで載荷した後、応力レベルが  $\sigma_1$  である点5に達する前の非線形遷移領域上の点Rで再載荷したとする。その際に得られる塑性履歴曲線は真応力で評価した平均応力の方向に進行性の塑性ひずみが生じる点3-点R-点3'のような曲線になるといわれている<sup>9)</sup>。そこで、非線形遷移領域上で荷重を反転させた時、再び単調載荷曲線の一部をなす領域に達するまでの塑性ひずみ(遷移領域の大きさ)を以下の式によって表現することとした。

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon^{p_0} &= \Delta\varepsilon^p - \Delta\varepsilon^{p_2} + \Delta\varepsilon^{p_1} \frac{\Delta\sigma_r}{K_{\max}} \\ &= \Delta\varepsilon^p - \Delta\varepsilon^{p_1} + \left(1 + \frac{\Delta\sigma_r}{K_{\max}}\right) \end{aligned} \quad (7)$$

ここに、 $K_{\max}$  : 遷移領域の応力の大きさ、 $\Delta\varepsilon^p$  : 式(1)によって与えられる遷移領域の塑性ひずみの大きさ、 $\Delta\varepsilon^{p_1}$  : 荷重を反転したループの塑性ひずみ振幅、 $\Delta\varepsilon^{p_2}$  : 荷重の反転点から遷移領域終了点までの塑性ひずみ、 $\Delta\varepsilon^{p_0}$  : 荷重を反転したループの遷移領域の塑性ひずみの大きさ、 $\Delta\sigma_r$  : 荷重の反転点から遷移領域終了までの応力。図-2の点3~4間のような降伏棚の非線形遷移領域上で荷重を反転させた場合、非線形遷移領域が非常に短いため点3と3'がほとんど同一の点となる、したがって式(7)を簡略化した以下の式で  $\Delta\varepsilon^{p_0}$  を表現することとした。

$$\Delta\varepsilon^{p_0} = \Delta\varepsilon^p - \Delta\varepsilon^{p_2} \quad (7')$$

さらに、図-4(b)に示すように点Rで再载荷し非線形遷移領域の終了点である点3'に達する前の点Sで再除荷したとすると、再除荷したループの $\Delta \epsilon^p_a$ は式(7)に $\Delta \epsilon^p_b = \Delta \epsilon^p_{R3'}$ ,  $\Delta \epsilon^p_b = \Delta \epsilon^p_{RS'}$ ,  $\Delta \epsilon^p_2 = \Delta \epsilon^p_{R3'}$ ,  $\Delta \sigma_r = \Delta \sigma_{S3'}$ を代入して得られる。非線形遷移領域で荷重の反転が起こるときは、単調载荷曲線の一部をなす領域に達するまでこの操作を繰り返すことになる。

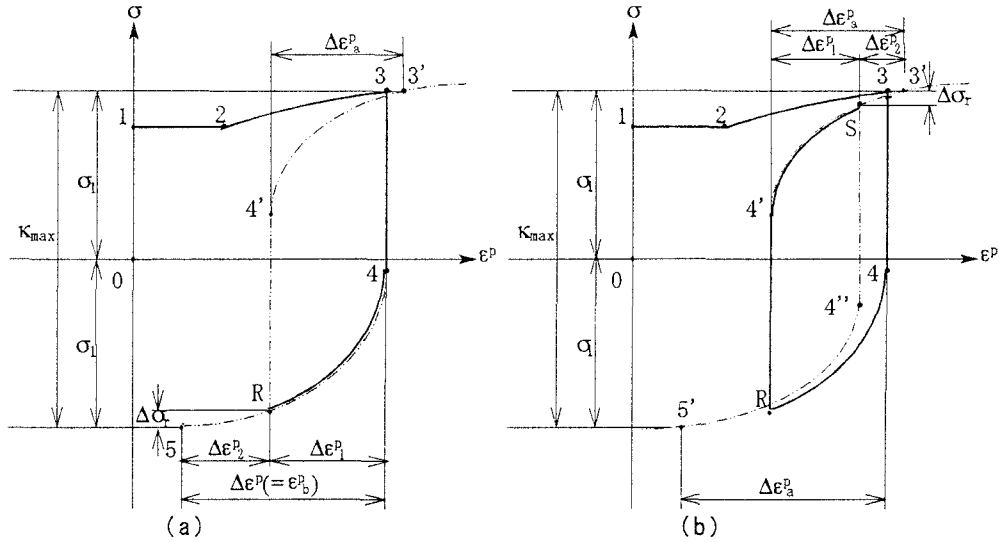


図-4 非線形遷移領域での荷重の反転

### (3)多軸応力状態への拡張

ここまでの記述は、一軸応力状態で繰り返しの塑性履歴を受ける場合であった。この構成式を多軸応力状態に拡張をする。一軸応力状態に対する構成式として、応力-ひずみ関係を、弾性域、非線形遷移領域、単調载荷曲線に準ずる領域に分けそれらの移行点を応力に対応して定義した。同様に多軸応力状態においても $\pi$ -平面上に降伏曲面と記憶曲面の二つの曲面を定義し、図-5に示すように3-4-5のような応力経路を通るとき偏差応力が降伏曲面内であれば弾性域(点3-4)、降伏曲面と記憶曲面の間ならば非線形遷移領域(点4-5)、記憶曲面の外側なら単調载荷曲線に準ずる領域(点5以降)とする。さらに弾性域の大きさを決定するために必要となる最大塑性ひずみ振幅、降伏棚の出現や非線形遷移領域の挙動を決定する単調载荷曲線上の塑性ひずみを塑性ひずみ空間の中で定義する。

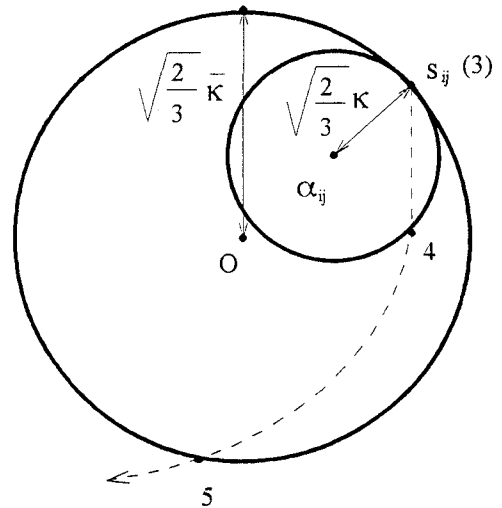


図-5 降伏曲面と記憶曲面

#### a)降伏曲面と記憶曲面

降伏曲面はvon Misesの降伏条件に従うとすると次のように定義される。

$$f(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}, \kappa) = \frac{3}{2} (S_{ij} - \alpha_{ij})(S_{ij} - \alpha_{ij}) - \kappa^2 = 0 \quad (8)$$

ここに、 $\sigma_{ij}$ : 応力,  $S_{ij}$ : 偏差応力,  $\alpha_{ij}$ : 降伏曲面の中心,  $\kappa$ : 弾性域の大きさ,  $f(\sigma_{ij}, \alpha_{ij}, \kappa) > 0$ のとき、つまり偏差応力が降伏曲面に達した後、降伏曲面上に偏差応力が接していなければならないので偏差応力の変化に伴い降伏曲面は移動していく。



降伏曲面の中心を次のように定義する。

$$\alpha_{ij} = S_{ij} \left( 1 - \sqrt{\frac{2}{3}} \bar{\kappa} / |S_{ij}| \right) \quad (9)$$

塑性域を非線形遷移領域と単調載荷曲線に準ずる領域とに分けるため過去に受けた最大相当応力を示す曲面を記憶曲面として定義する。降伏曲面と同様に von Mises型の曲面として定義すると次のようになる。

$$F(\alpha_{ij}, \bar{\kappa}) = \frac{3}{2} S_{ij} S_{ij} - \bar{\kappa}^2 = 0 \quad (10)$$

ここに、 $\bar{\kappa}$ ：過去に受けた最大相当応力。

#### b) 単調載荷曲線上の塑性ひずみ

一軸では履歴を受けた単調載荷曲線上の塑性ひずみを  $\epsilon^p_{mon}$  として定義した。これは、応力が過去に受けた最大応力を更新したときのみ塑性ひずみ増分を加算して求めた。多軸応力状態においても偏差応力が記憶曲面を越えたときのみ相当塑性ひずみ増分を加えることによって求めることとする。相当塑性ひずみ増分は次のように表される。

$$d\epsilon^p = \sqrt{\frac{2}{3}} d\epsilon^p_{ij} \quad (11)$$

ここに、 $d\epsilon^p$ ：相当塑性ひずみ増分、 $d\epsilon^p_{ij}$ ：塑性ひずみ増分。以上で、一軸状態で記述された構成式の基本である弾性域、非線形遷移領域、単調載荷曲線に準ずる領域の区別および、最大塑性ひずみ振幅、単調載荷曲線上の塑性ひずみを多軸応力状態へと拡張を行った。

#### C. 構成式に含まれる材料定数の決定方法

構成式は正確であると同時に、含まれる材料定数の決定のための実験法や、その実験データからの定数の決定方法が明確であることが望まれる。以下に材料定数決定に必要な実験法と定数の算定方法を述べる。

##### (1) 構成式に含まれる定数

鋼材の繰り返し塑性履歴特性は単調載荷曲線で表される機械的特性と同様に鋼材によって違ってくる。本研究の構成式に含まれる鋼材の特性を表す定数は以下の通りである。

- ① 単調載荷曲線に関する定数として、ヤング係数  $E$ 、下降伏応力  $\alpha_y$ 、降伏棚の長さ  $\epsilon^p_{st}$ 、ひずみ硬化勾配  $E^p_{st}$ 、ひずみ硬化開始後の曲線の形状を表現する  $a$ 、 $b$  の 6 個がある。
- ② バウシinger 効果による弾性域の大きさの減少に関する定数として  $c$ 、 $n$  の 2 個がある。
- ③ 非線形遷移領域に関する定数として、曲線部の形状を表現する  $f$  と  $g$ 、単調載荷曲線上のある応力レベルに対応する塑性ひずみ  $\epsilon^p_{mon}$  とそこで荷重を反転させたときに現れる遷移領域の塑性ひずみ大きさ  $\Delta\epsilon^p$  との関係を表現する  $e$ 、 $d$  の 4 個がある。

以上の定数を求めるために単調載荷実験（①に関する定数を求める）、小さいひずみのステップで除荷載荷を繰り返す弾性域の大きさの減少を調べる実験（②に関する定数を求める）、原点を中心に与える正負のひずみを漸増させていく両振り実験（③に関する定数を求める）の 3 種類の実験を行う。

(2)定数を求めるための実験

構成式に含まれる定数を求めるため前節で述べた単調載荷実験，弾性域の大きさの減少を調べる実験，両振り実験の3種類の実験を行った。今回の実験で用いた鋼種は普通鋼SS400，高張力鋼SM570，低降伏比高張力鋼LYR590である。また，実験から得られるデータは工学ひずみ $\epsilon_N$ と荷重Pであるが，この構成式では塑性ひずみ-真応力関係を対象にしているため，工学ひずみ $\epsilon_N$ ，荷重Pを塑性ひずみ $\epsilon^p$ ，真応力 $\sigma$ に変換する必要がある。そこで，以下の式によって変換を行った。

$$\sigma = \frac{P(1+\epsilon_N)}{A}, \epsilon = \ln(1+\epsilon_N), \epsilon^p = \epsilon - \epsilon^e = \epsilon - \frac{\sigma}{E} \tag{12}$$

ここに， $\epsilon$ ：真ひずみ（対数ひずみ）， $\epsilon^e$ ：弾性ひずみ， $A$ ：実験供試体の断面積， $E$ ：ヤング率

a)単調載荷実験

単調載荷曲線に関する定数（前節の①）を求めるため3種類の鋼材について単調載荷実験を行った。図-6に各種鋼材の単調載荷曲線の塑性ひずみ-真応力関係を示す。定数の求め方であるが，塑性ひずみ-真応力に変換した実験結果から，まず降伏応力 $\sigma_y$ ，降伏棚の長さ $\epsilon^p_{st}$ ，ひずみ硬化勾配 $E^p_{st}$ を決定する。 $\epsilon^p_{mon} = \epsilon^p_{mon} - \epsilon^p_{st}$ により求めたひずみ硬化開始点を原点とした塑性ひずみ $\epsilon^p_{mon}$ と真応力 $\sigma$ で表現した実験データを， $E^p_{st}$ ， $\sigma_y$ を代入した式(1)で回帰計算を行い定数 $a$ ， $b$ を決定した。表-1に各種鋼材の単調載荷曲線に関する構成式に含まれる定数の値を示す。

表-1 単調載荷曲線に関する材料定数

	SS400	SM570	LYR590
$E$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$2.11 \times 10^6$	$2.07 \times 10^6$	$2.10 \times 10^6$
(MPa)	$2.07 \times 10^5$	$2.03 \times 10^5$	$2.06 \times 10^5$
$\sigma_y$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$2.75 \times 10^3$	$4.99 \times 10^3$	$4.69 \times 10^3$
(MPa)	$2.70 \times 10^2$	$4.89 \times 10^2$	$4.60 \times 10^2$
$E^p_{st}$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$5.30 \times 10^4$	$2.90 \times 10^4$	$4.70 \times 10^4$
(MPa)	$5.19 \times 10^3$	$2.84 \times 10^3$	$4.60 \times 10^3$
$\epsilon^p_{st}$	$1.25 \times 10^{-2}$	$0.57 \times 10^{-2}$	$0.94 \times 10^{-2}$
$a$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$2.73 \times 10^3$	$5.61 \times 10^5$	$3.84 \times 10^4$
(MPa)	$2.68 \times 10^2$	$5.50 \times 10^4$	$3.76 \times 10^3$
$b$	$4.26 \times 10^{-2}$	1.39	$2.52 \times 10^{-1}$

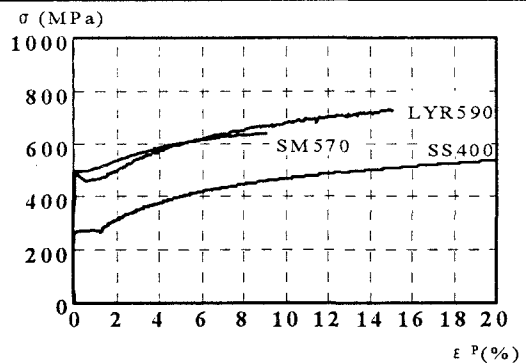


図-6 各種鋼材の単調載荷曲線

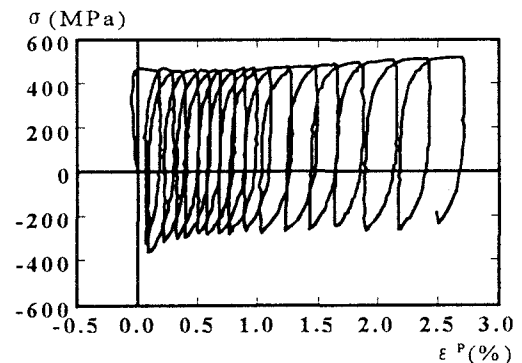


図-7 弾性域の減少を調べる実験

b)弾性域の大きさの減少を調べる実験

繰り返し塑性履歴に伴う弾性域の大きさの減少に関する定数（前節の②）を求めるため，図-7に示すような小さいひずみのステップで除荷と載荷を繰り返す実験を行った。弾性域の大きさの決定するにあたり，除荷開始点からの0.03%オフセット法によって各除荷ループの弾性域の大きさ $\kappa$ を求めた。こうして求めた弾性域の大きさ $\kappa$ を初期の弾性域の大きさ $\kappa_0(2\sigma_y)$ で割って無次元化したとそれぞれの $\kappa$ に対応する最大塑性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon^p_{max}$ との関係を調べ，式(3)によって回帰計算し， $c$ ， $n$ を求めた。

図-8に実験で得られた各種鋼材の $\Delta\epsilon^p_{max}$ と $\kappa/\kappa_0$ との関係を点で，表-2に回帰計算に

よって得られた $c, n$ の値を示す。図-8の実線は式(3)に表-2の定数を代入して求めたものである。図-8に示すように、いずれの鋼材においても弾性域の大きさ $\kappa$ は $\Delta \epsilon^p_{max}$ が1%程度以内で大きく減少し、その後一定値( $\kappa_0 \times c$ )に収束していることがわかる。

### c) 両振り実験

非線形遷移領域に関する定数(前節の③)を求めるため、図-9に示すような原点を中心に与える正負のひずみを漸増する両振り実験を行った。この際、単調載荷実験より降伏棚の長さを把握し、その結果を基に、

降伏棚での繰り返しを含んだ両振り実験を行うことが望ましい。両振り実験によって得られたデータを塑性ひずみ-真応力に変換し、変換したデータから2章の(1)、図-1(a), (b)に示した要領で、各種鋼材の単調載荷曲線上の塑性ひずみ $\epsilon^p_{mon}$ と遷移領域の塑性ひずみの大きさ $\Delta \epsilon^p$ の関係を調べたものを図-10に各種点で、式(1)によって回帰計算して求めた $d, e$ の値を表-3に示す。図中の各線は式(1)に表-3の定数を代入して求めたものである。ここで、式(1)は原点を通る双曲線を表しており、図-10からもわかるように $\epsilon^p_{mon}$ がある程度大きくなると式(1)は傾きが $e/d$ の直線で近似的に表現できる。一般的に $e/d$ の値が小さくなれば、ある応力まで達して荷重を反転させた時、より少ない塑性ひずみの変化量で再びその応力に達するので、塑性履歴に伴い応力が上昇しやすくなる。

また、非線形遷移領域の曲率に関する定数 $m$ を表現する材料定数 $f, g$ については、まずそれぞれの除荷、載荷のループについて単調載荷曲線上の塑性ひずみ $\epsilon^p_{mon}$ 、遷移領域の大きさ $\Delta \epsilon^p$ 、最大塑性ひずみ振幅 $\Delta \epsilon^p_{max}$ を求める。これらの値を基に式(2)を微分した式により $E^p_0$ を、式(3)により弾性域の大きさ $\kappa$ を計算し、非線形遷移領域の応力の幅 $\Delta \sigma$ を求める。こうして求めた $\Delta \epsilon^p, E^p_0, \Delta \sigma$ を式(5)に代入し実験結果と回帰計算することによって $m$ の値を決定した。さらに、ひずみ硬化領域の非線形遷移領域については、ひずみ硬化開始点を原点とした塑性ひずみ $\epsilon^{p*}_{mon}$ と $m$ を式(6)に代入して

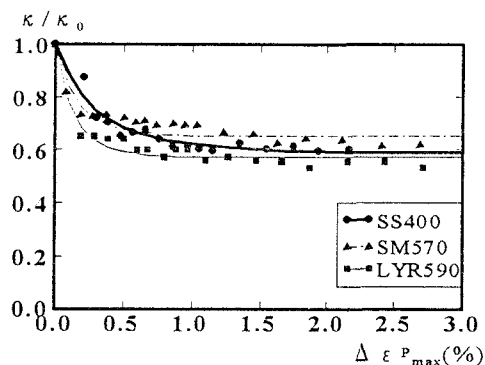


図-8  $\epsilon^p_{mon}$ と $\kappa/\kappa_0$ の関係

表-2 弾性域の大きさの減少に関する材料定数

	SS400	SM570	LYR590
$c$	0.581	0.646	0.567
$n$	3.52	6.33	7.38

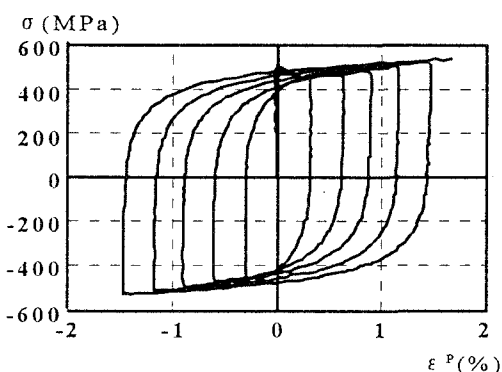


図-9 両振り実験

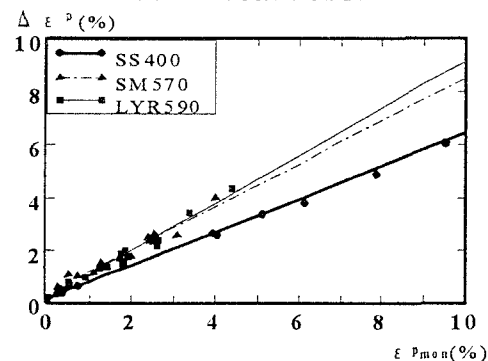


図-10  $\epsilon^p_{mon}$ と $\Delta \epsilon^p$ の関係

表-3  $\epsilon^p_{mon}$ と $\Delta \epsilon^p$ に関する材料定数

	SS400	SM570	LYR590
$d$	0.317	0.510	0.216
$e$	0.197	0.413	0.193

表-4  $m$ に関する定数

	SS400	SM570	LYR590
$f$	6.09	2.67	1.83
$g$	-0.236	-2.72	-2.29

回帰計算することにより材料定数  $f, g$  を決定した。図-11に各種鋼材のひずみ硬化開始後の各ループの  $\epsilon^{p*}_{mon}$  と  $m$  の関係を、表-4に回帰計算によって求められた  $f, g$  の値を示す。図中の実線は式(6)に表-4の値を代入して求めたものである。また、降伏棚の非線形遷移領域での  $m$  については、回帰計算によって得られた  $m$  の値が0付近の小さい値でばらついていたので鋼材によらず一定値  $m = -0.01$  であるとした。

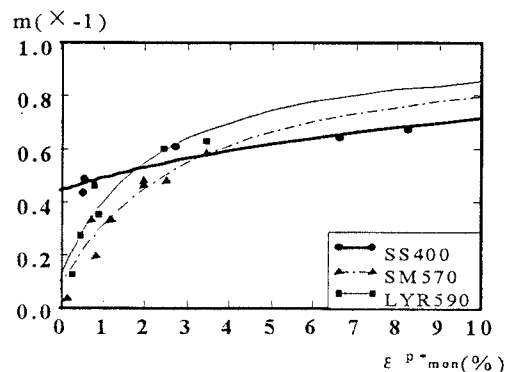


図-11  $\epsilon^{p*}_{mon}$  と  $m$  の関係

#### D. 各種鋼材の一般的な繰返し塑性履歴実験

普通鋼SS400, 高張力鋼SM570, 低降伏比高張力鋼LYR590の繰返し塑性履歴特性を調べその違いを把握するとともに, 単調載荷実験, 弾性域の大きさの減少を調べる実験, 両振り実験の3種類の実験結果だけからえられた定数を用いて鋼材のその他の一般的な塑性履歴特性を精度よく再現できること, すなわち構成式の妥当性を確認するため載荷パターンを変えて数種類の繰返し塑性履歴実験を行った。

##### (1) 数値シミュレーションと実験結果との比較

図-12から図-17に実験データと本研究で提案した構成式による数値シミュレーションと比較したものを示す。実験データは点で数値シミュレーションは実線で表している。図-13より, SS400がSM570, LYR590より繰返し硬化が顕著であるといった鋼材の繰返し塑性履歴特性の違いを, 数値シミュレーションがうまく表現している。これは, SS400の  $e/d$  の値がSM570, LYR590の  $e/d$  の値より小さいため応力が上昇しやすいといった材料定数  $d, e$  の違いによるものである。図-12においても同様の理由でSS400がSM570, LYR590に比べて応力が上昇しやすい傾向をシミュレーション結果が再現しており実験データと高い適合性を示している。よって, 繰返し塑性履歴とともに応力の大きさが減少するという繰返し軟化現象も  $d, e$  の値が変わることによって十分に表現できるため, そのような特性を示す材料にもこの構成式は適用できるものと考えられる。図-14はある値の平均ひずみを中心とした一定ひずみ実験である。この場合非線形遷移領域で荷重の反転が連続して生ずることになるが, 繰返し塑性履歴に伴う平均応力の減少という”Cyclic relaxation”を式(7)によるシミュレーションがうまく再現していることがわかる。さらに, 圧縮側, 引張側のそれぞれ設定した応力で繰返し載荷したときに現れる”Cyclic creep”現象も式(7)で表現できる。および図-12~図-17のいずれの塑性履歴に対してもこの構成式によるシミュレーション結果が実験データを精度良く再現できていることがわかる。そこで, 単調載荷実験, 弾性域の大きさの減少を調べる実験, 両振り実験の3種類から求められた材料定数で各種鋼材の任意の塑性履歴曲線を精度良く再現できることになり, この構成式および材料定数を求めるための実験法の妥当性が確認できた。

##### (2) 多軸応力下での数値シミュレーションと実験結果の比較

一般に部材断面に一樣な多軸応力状態を発生させる実験には, 中空断面部材の長軸方向に軸力を与えて直応力を生じさせ, 円周方向にねじりを与えてせん断応力を

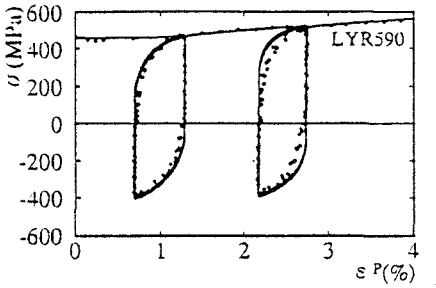
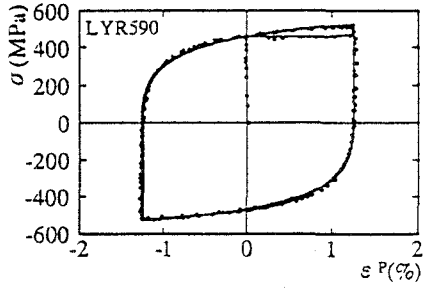
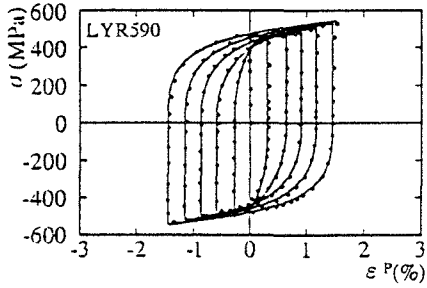
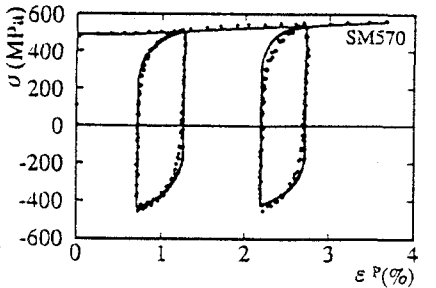
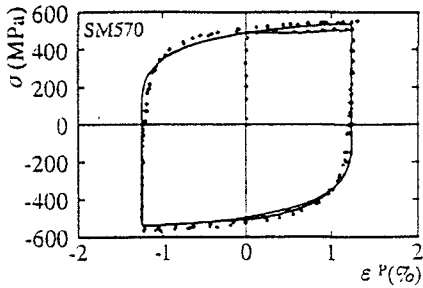
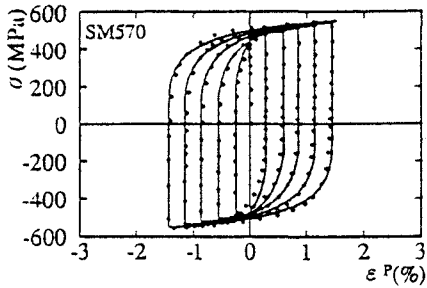
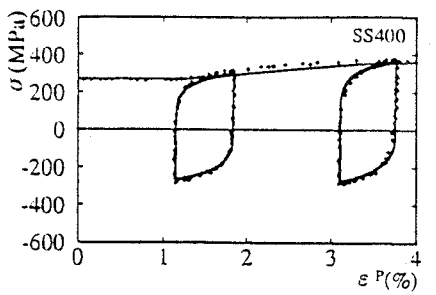
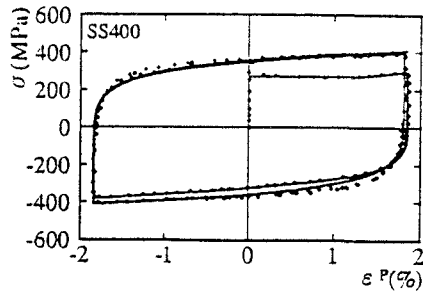
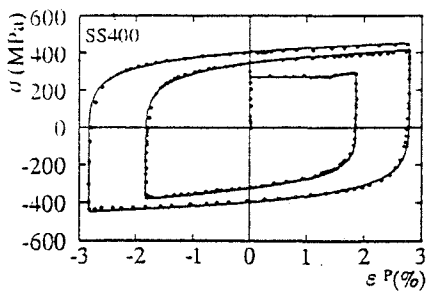


図-12 繰り返し載荷試験

図-13 繰り返し載荷試験

図-14 繰り返し載荷試験

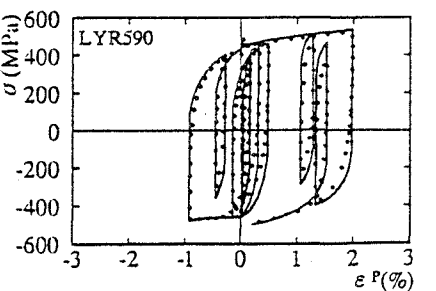
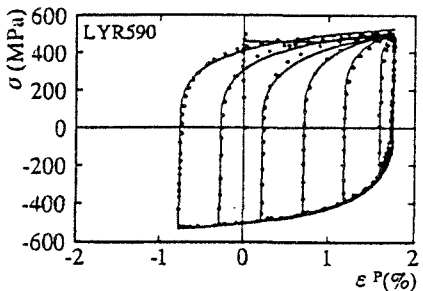
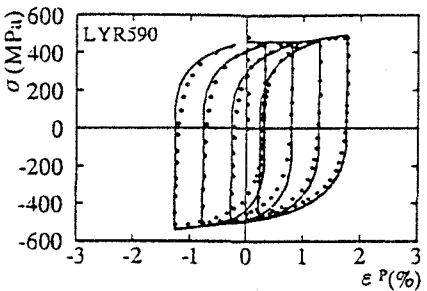
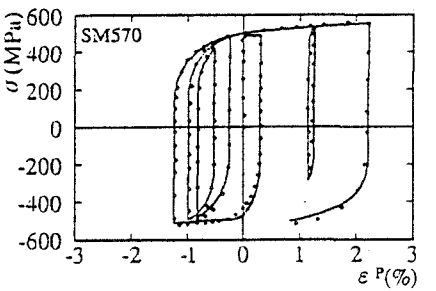
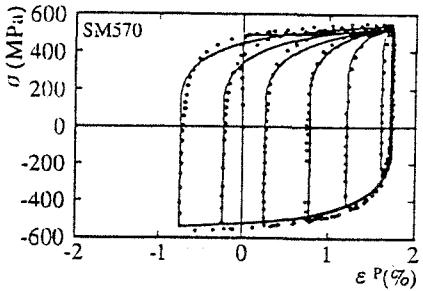
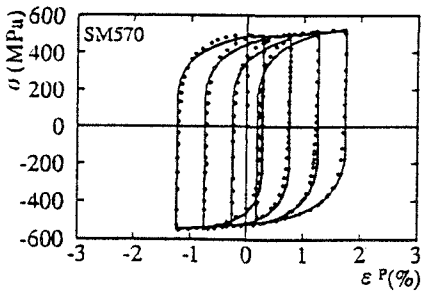
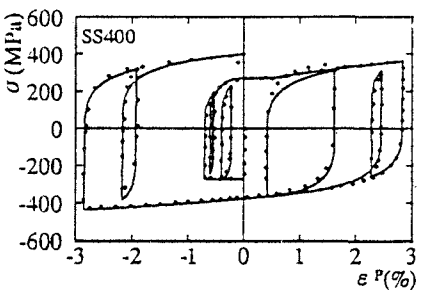
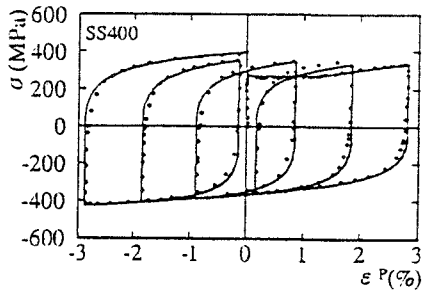
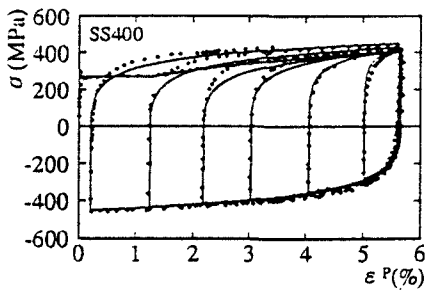


図-15 繰り返し載荷試験

図-16 繰り返し載荷試験

図-17 繰り返し載荷試験

生じさせる手法が使われる。Shenら<sup>9)</sup>は角形鋼管を使い多軸応力下で繰り返し塑性履歴を受ける鋼材の実験を行っている。この実験では軸力を一定に保ちながらせん断力を変化させ繰り返し履歴を与えている。本研究で拡張した構成式とShenらの実験結果との比較を縦軸にねじりモーメント  $T$ 、横軸には単位長さあたりのねじれ角  $\phi$  をとった図-18~20に示す。図中の実線は実験結果、破線(--)はShenらのシミュレーション、点線(---)は本研究で提案した構成式によるシミュレーションを示す。また図-18, 19は軸圧を降伏応力の0.6倍、図-20は0.8倍に保ちながら繰り返し塑性履歴を与えたものである。シミュレーションは実験結果を良好に追跡できておりこの構成式の妥当性が確認できた。

#### E. まとめ

本研究では、各種鋼材の繰り返し塑性履歴を精度良く表現できる構成式を考案しその適用性を示したが、その内容を示すと以下ようになる。

- (1) 単調載荷曲線を直接利用し、鋼材の塑性履歴曲線を初期弾性域、単調載荷曲線の一部をなす領域、弾性遷移領域と非線形遷移領域からなる遷移領域によって表現する構成式を考案した。その中で遷移領域の弾性域については繰り返し塑性履歴に伴う弾性域の大きさの減少を考慮し、非線形遷移領域においては接線塑性係数の変化に着目し曲線部の曲率変化を考慮できるような形で定式化した。
- (2) 構成式に含まれる材料定数を決定するために必要な実験の形式は、単調載荷実験、弾性域の大きさの減少を調べる実験、両振実験の3種類である。
- (3) SS400, SM570, LYR590について数種類の塑性履歴を変えた繰り返し圧縮引張実験を行い、その実験結果と本研究によって提案した構成式によるシミュレーション結果と比較を行い、構成式の妥当性を検証した。また、既往の研究による実験データや数値シミュレーション結果とも比較することにより構成式の一般性も確認した。
- (4) 一軸での構成式を多軸応力状態へ拡張した。
- (5) 多軸応力状態に拡張した構成式を用いて既往の研究で行われた実験に対してシミュレーションを行い、構成式の妥当性を確認した。

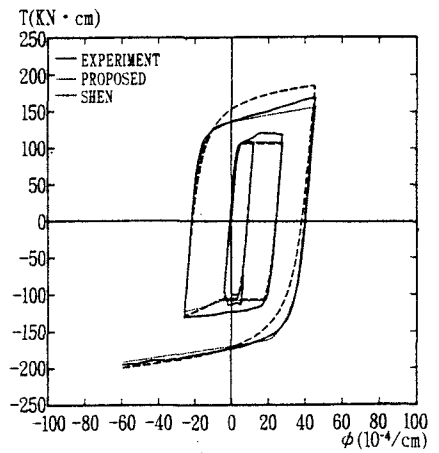


図-18 繰り返し載荷試験

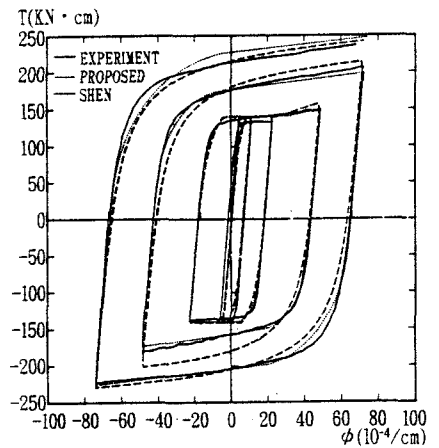


図-19 繰り返し載荷試験

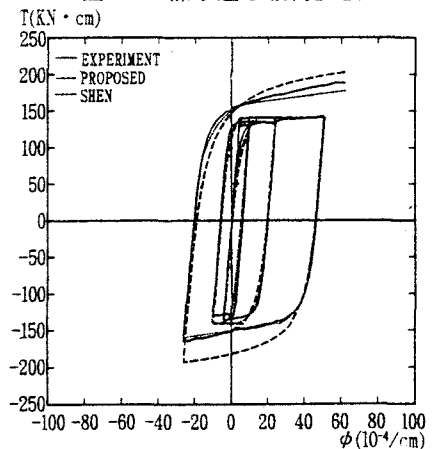


図-20 繰り返し載荷試験

<参考文献>

- 1) Mroz,Z.:On the description of anisotropic workhardening ,*J.Mech.Phys.Solids* ,Vol.15 ,pp.163-175,1967.
- 2) Dafalias,Y.F.and Popov,E.P.:A model of non-linearly hardening materials for complex loading,*Acta Mecanica*, Vol.21,pp.173-192,1975.
- 3) Dafalias,Y.F.and popov,E.P.:Plastic internal variables fromalism of cyclic plasticity, *Trans.ASME*, Jour. Appl.Mech.,pp.645-651,1975.
- 4) Petersson,H.and Popov,E.P.:Constitutive relations for generalized loadings,*Proc. of ASCE*, Vol.103, No.EM4, pp.611-627,1977.
- 5) 皆川勝,西脇威夫,増田陳紀:多曲面塑性モデルによる鋼引張圧縮部材の履歴応力-ひずみ関係の推定, 構造工学論文集, Vol. 32A, pp. 193-206, 1986.
- 6) 皆川勝,西脇威夫,増田陳紀:塑性流れ域における構造用鋼の単軸繰返し塑性挙動の推定, 構造工学論文集, Vol. 35A, pp. 53-65, 1989.
- 7) 藤本盛久,橋本篤秀,中込忠男,山田丈富:構造用鋼材の多軸応力状態における繰返し応力-ひずみ関係, 日本建築学会構造系論文報告集, 第356号, pp. 93-101, 1985.
- 8) Shen, C., Mizuno, E. and Usami, T. :A generalized two-surface model for structural steels under cyclic loading, *Proc. of JSCE*, Strutural Eng./Earthquake Eng., Vol. 10, No. 2, pp. 23-33, 1993.
- 9) Shen, C., Mizuno, E. and Usami, T. :Development of Cyclic Two-surface Model for Strutural Steels with Yield Plateau, *NUCE Reserch Report*, No. 9302, March, 1993.
- 10) Yokoo, Y., Nakamura, T. and Komiyama, T. : Nonstationary histeretic uniaxal stress-strain relations of a wide-flange steel(Part I ), *Trans. of AIJ*, No. 259, pp. 53-63, 1977.
- 11) Yokoo, Y. and Nakamura, T. : Nonstationary histeretic uni-axal stress-strain relations of a wide-flange steel (Part II), *Trans. of AIJ*, No. 260, pp. 71-80, 1977.
- 12) 中村恒善,鎌形修一:非定常履歴単軸構成法則とその部材解析への適用, 日本建築学会論文報告集, 第300号, pp. 11-17, 1981.
- 13) 加藤勉,秋山宏,山内泰之:鋼材の応力-ひずみ履歴曲線に関する実験則, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp. 937-938, 1973.
- 14) 修行稔:定軸力と繰返し曲げ荷重を受ける鋼構造部材断面の塑性挙動について(その1), 日本建築学会論文報告集, 第323号, pp. 1-11, 1983.
- 15) 益田森治,室田忠雄:工業塑性力学, 養賢堂, pp13-14, 1989.
- 16) Lee, C. G., Chang, K. and Sugiura, K. :The experimental basis of material constitutive laws of structural steel under cyclic and nonpropor-tional, 平成3年度科学研究費補助金研究成果報告書, pp. 3-14, 1991.
- 17) 日本機械学会:金属材料疲労強度の資料IV, 低サイクル疲労強度
- 18) WE S 1101-1979:溶接構造用金属材料及び溶接金属のひずみ制御方式による低サイクル疲労試験方法
- 19) 西村宣男,小野潔,池内智行,新家徹:各種鋼材の繰返し塑性履歴特性に関する実験的研究, 鋼構造論文集, No. 1, 1994.
- 20) Komatu. S. and Sakimoto. T. :Elasto-plastic behavior of thin-walled steel tubes under-combined forces, *Proc. of JSCE*, No. 235, 1975.

付表-1 各種鋼材の材料定数

供試体No.	弾性係数	降伏応力	$\epsilon^{Pst}$	$E^{Pst}$	a	b	c	n	e	d	f	g
SS400	2.11E+06	2750	1.25	5.30E+04	0.532	3.52	2.73E+03	4.62E-02	0.317	0.197	6.09	-0.236
SM490	2.13E+06	3865	1.85	5.43E+04	0.56	3.89	3.44E+03	4.82E-02	0.196	0.143	11.29	0.076
SM570	2.07E+06	4990	0.57	2.90E+04	0.646	6.33	5.61E+05	1.39	0.51	0.413	2.67	-2.72
LYR590	2.10E+06	4690	0.94	4.70E+04	0.567	7.38	3.84E+04	2.52E-02	0.216	0.193	1.83	-2.29

### 3. 2. 2 2曲面モデルによる構成式

#### (1) まえがき

繰り返し荷重作用下での応答をより忠実に表現する試みとして、応力空間においていくつかの応力曲面を設定し、それらによって材料の繰り返し塑性履歴を予測する多曲面モデルがいくつか提案されている。Duwez<sup>1)</sup>により提案され Iwan<sup>2)</sup>によって展開されたサブレイヤーテクニックは、材料の挙動を異なった降伏点を持つ2つ以上の平行な曲面で表すモデルであり、Mrozの方法<sup>2)</sup>はいくつかの合同な曲面を考え、それらの曲面によって塑性ひずみ硬化率を決定するモデルである。これらは、応力-ひずみ関係式を構成し、履歴特性を決定するパラメータの数が多いものとなっている。

一方、Dafalias・Popov<sup>3)</sup>は、内側に負荷曲面、外側に境界曲面の2曲面よりなる2曲面モデルを提案した。このモデルでは、負荷曲面上の応力点と、その点に対応する境界曲面上の点の距離から塑性ひずみ硬化率を求めることができるので、主にひずみ硬化領域での金属材料の繰り返し挙動の解析に適用される。さらに、Tseng・Lee<sup>4)</sup>は、Dafalias・Popovモデルの修正を行い、単軸ならびに2軸応力状態でのモデルによる繰り返し挙動を実験的に検証した。また、Cofie・Krawinkler<sup>5)</sup>は境界線の移動を考慮することにより、Dafalias・Popovモデルの修正を単軸応力状態で行った。これらの2曲面モデルは、塑性ひずみの小さい範囲の繰り返し履歴ではあまり実験結果と合わないことや、除荷途中に荷重方向を逆にして再降伏させると実際の挙動よりも応力が上がりすぎてしまうなどの欠点を有している。これらの欠点を解消するために、Pettersson・Popov<sup>6)</sup>は構成式の決定を降伏曲面の大きさと移動により行い、それらの予測のために中間曲面を導入している。さらに、皆川ら<sup>7)</sup>は、ひずみ履歴の進展を表す状態変数として、新たに定義した累積相当塑性ひずみ（塑性ひずみ履歴において過去最大の塑性ひずみを超えた場合の塑性ひずみを合計したもの）および相当塑性ひずみ増分をPettersson・Popovモデルに導入し、修正多曲面モデルを開発した。この修正モデルでは、降伏棚を有する鋼材の履歴特性を精度よく表現するために、複数の基本サイズ関数とそれに対応する重み関数を用いている。しかし、これらの多曲面モデルを有限要素法による数値計算に応用する場合、単調引張試験と繰り返し載荷実験の結果から降伏曲面の大きさを決めるなど、数値計算に際しての準備が煩雑となっている。さらに、水野ら<sup>8)</sup>はDafalias・Popovモデルを用いてそのモデル中のパラメータの修正を行い、新たな仮想境界線の概念および累積相当塑性ひずみと塑性仕事の関係を導入することにより、ひずみ硬化域のみならず、特に、降伏棚内での鋼材の繰り返し挙動を予測できるように2曲面モデルを修正している。

以上述べてきたように、構造材料の繰り返し塑性履歴特性を表すためのモデルはこれまでいくつも提案されてきているが、ここでは前節の単調載荷曲線を基準とした構成式との対応を考え、Dafalias-Popovによって提案された2曲面モデルによる構成式を使用することにする<sup>3)</sup>。単調載荷曲線を基準に繰り返し塑性の構成式を提案する点は前節と同じである。

#### (2) 単軸応力状態での応力-ひずみ関係

##### a) 弾性域での応力-ひずみ関係

弾性域においては、Hooke則が成り立ち、その時の応力増分 $\Delta\sigma$ とひずみ増分 $\Delta\varepsilon$ の関係は次



式で表される。

$$\Delta\sigma = E\Delta\varepsilon \quad (3.2.2.1)$$

ここに、E は弾性定数である。

b) 塑性域での応力-ひずみ関係

塑性域においては、もはや Hooke 則が成り立たず、その時の接線係数  $H^t$  を用いて次式で表される。

$$\Delta\sigma = H^t\Delta\varepsilon \quad (3.2.2.2)$$

このとき、接線係数  $H^t$  は、塑性変形が進行するにつれて変化し、単軸応力状態においては、応力-ひずみ曲線上の、変形に対応する点の傾きを表す。

このように塑性変形を伴うとき、ひずみ増分は弾性成分  $\Delta\varepsilon^e$  と塑性成分  $\Delta\varepsilon^p$  の和として次のように記述される。

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^e + \Delta\varepsilon^p \quad (3.2.2.3)$$

また、弾性部と塑性部はそれぞれ以下のような関係にある。

$$\Delta\sigma = E\Delta\varepsilon^e = E(\Delta\varepsilon - \Delta\varepsilon^p) \quad (3.2.2.4)$$

$$\Delta\sigma = H^p\Delta\varepsilon^p \quad (3.2.2.5)$$

ここに  $H^p$  は単軸応力状態での応力-ひずみ曲線上の、変形に対応する点の傾きを表し、塑性ひずみ硬化率と呼ばれる。

式(3.2.2.2)、(3.2.2.4)、(3.2.2.5)より、それぞれ  $\Delta\varepsilon$ 、 $\Delta\varepsilon^e$ 、 $\Delta\varepsilon^p$  について解き、式(3.2.2.3)に代入すると次式が導かれる。

$$\frac{1}{H^t} = \frac{1}{E} + \frac{1}{H^p} \quad (3.2.2.6)$$

この式を書き換えると次式となる。

$$H^t = \frac{EH^p}{H^p + E} \quad (3.2.2.7)$$

よって弾塑性の応力-ひずみ関係は次式のようになる。

$$\Delta\sigma = \frac{EH^p}{E + H^p}\Delta\varepsilon \quad (3.2.2.8)$$

### (3) 2曲面モデルの概要

構造材料の応力-ひずみ曲線において特徴的な、弾性領域 (OA間)、遷移領域 (AB間)、定常領域 (BC間) (図 3.2.2.1 参照) を表現するために、2曲面モデルでは  $X'X$ 、 $Y'Y$  という境界線を導入する。この境界線は、応力塑性ひずみ平面上の、引張側と圧縮側に、傾き  $H^p$  を持つ直線である。またひずみ硬化率  $H^p$  は曲率を表すパラメータと、現在の応力点と境界線との距離を表す変数  $\delta$  の関数として定義される。弾性域 (CD間) が境界線間を移動することにより、このひずみ硬化率が変化し遷移領域を表すことができる<sup>8)</sup>。

図 3.2.2.2 において以上のことを説明する。応力点が OA 間にあるとき、弾性領域となり、このとき  $H^p$  は無限大になる。A 点で降伏応力に達し、塑性ひずみが発生すると、 $H^p$  は有限値となり徐々に減少する。B 点に達すると  $H^p$  は  $H^p_0$  に一致し、除荷されるまで一定値に保たれる。さらに、C 点において除荷が起こると、剛性が回復し  $H^p$  はまた無限大となる。以降、DE 間は遷

移領域、EF間は定常領域となり、 $H^p$ はOC間と同様に变化していく。このようなことが、荷重履歴により繰り返されることになる。また、弾性領域の大きさ $2k$ が変化することにより等方と移動の2つの硬化則を含めた統一的な取り扱いが可能である。

このような2曲面モデルは、応力空間に境界曲面を仮定し、その内部に負荷曲面を考えることにより、多軸応力状態に拡張できる。応力点が負荷曲面に達し、塑性ひずみが発生すると、そのときの応力点と境界曲面との距離により、ひずみ硬化率が決定され、負荷曲面が、荷重履歴に従って境界曲面内を拡大、移動することによりひずみ硬化率が減少し、遷移領域を表現することになる。さらに、負荷が進み負荷曲面が境界曲面に接すれば定常領域となる。

以上のことより、2曲面モデルは、一般的に、応力-ひずみ曲線の遷移領域を精度よく表現することができ、弾性領域の移動と拡大・縮小により、繰り返し荷重下での履歴特性を表現できる。

ここでは、単軸応力状態におけるものについて述べることにする。

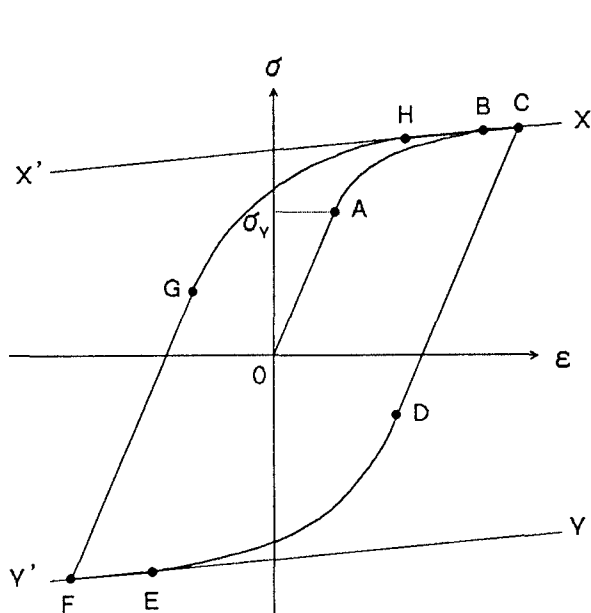


図 3.2.2.1 応力-ひずみ曲線

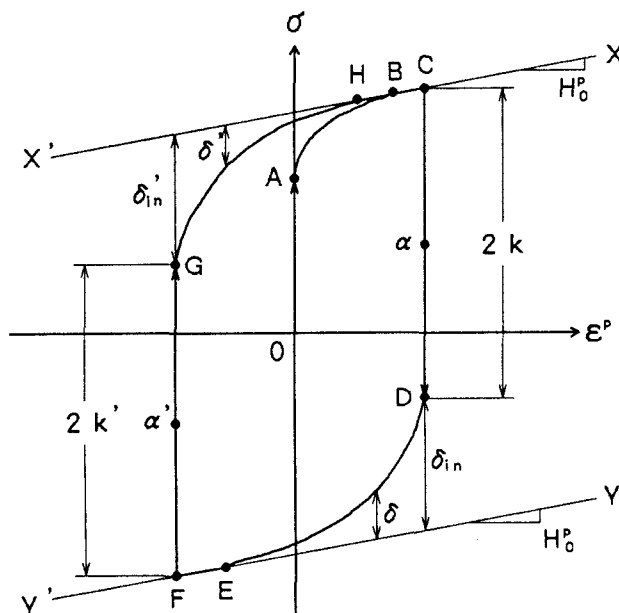


図 3.2.2.2 応力-塑性ひずみ曲線

次のように負荷関数および境界関数を仮定する。

負荷関数

$$f = (\sigma - \alpha)^2 - k(\kappa)^2 = 0 \quad (3.2.2.9)$$

境界関数

$$F = (\bar{\sigma} - \beta)^2 - K(\kappa)^2 = 0 \quad (3.2.2.10)$$

ここに $\bar{\sigma}$ は負荷関数に対応する共役応力、 $\alpha$ 、 $\beta$ はそれぞれ弾性域の中心、境界域の中心を、 $k(\kappa)$ 、 $K(\kappa)$ はそれぞれ弾性域、境界域の大きさ(半径)を表す。また初期降伏状態においては、 $\alpha = \beta = 0$ 、 $k(\kappa) = k^0$ 、 $K(\kappa) = K^0$ である。

2曲面モデルの考え方に従い、ひずみ硬化率を次式で仮定する。

$$H^p = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p} = H_0^p + h \frac{\delta}{\delta_{in} - \delta} \quad (3.2.2.11)$$

ここに $H_0^p$ は境界線のひずみ硬化率を、 $h$ は応力-ひずみ曲線の曲率を決める正のスカラ一値

であり、 $\delta$ は負荷点と境界点（共役応力点）との距離を表す。また $\delta_m$ は一つの負荷過程における初期値である。

次に応力増分-塑性ひずみ増分の関係、および共役応力増分-塑性ひずみ増分の関係を次式で表す。

$$d\sigma = H^p d\varepsilon^p \quad (3.2.2.12)$$

$$d\bar{\sigma} = H_0^p d\varepsilon^p \quad (3.2.2.13)$$

また、弾性域および境界域の中心の移動を次式で仮定する。

$$d\alpha = H^\alpha d\varepsilon^p \quad (3.2.2.14)$$

$$d\beta = H^\beta d\varepsilon^p \quad (3.2.2.15)$$

負荷関数  $f$  は塑性域において Prager の適合条件より、 $df = 0$  を満たすため次式が成り立つ。

$$df = 2(\sigma - \alpha)d\sigma - 2(\sigma - \alpha)d\alpha + \frac{\partial f}{\partial k} dk = 0 \quad (3.2.2.16)$$

このとき、式(3.2.2.12)、(3.2.2.14)より  $d\varepsilon^p$  を消去すれば

$$d\alpha = \frac{H^\alpha}{H^p} d\sigma \quad (3.2.2.17)$$

と表され、式(3.2.2.16)に上式を代入すれば

$$2(\sigma - \alpha)d\sigma - 2(\sigma - \alpha)\frac{H^\alpha}{H^p} d\sigma + \frac{\partial f}{\partial k} dk = 0 \quad (3.2.2.18)$$

$$\therefore \frac{H^\alpha}{H^p} = 1 + \frac{1}{2(\sigma - \alpha)d\sigma} \frac{\partial f}{\partial k} dk \quad (3.2.2.19)$$

同様に、境界関数においても、 $dF = 0$  を満たすとすれば次式が成り立つ。

$$dF = 2(\bar{\sigma} - \beta)d\bar{\sigma} - 2(\bar{\sigma} - \beta)d\beta + \frac{\partial F}{\partial K} dK = 0 \quad (3.2.2.20)$$

このとき、式(3.2.2.12)、(3.2.2.13)、(3.2.2.15)より

$$d\bar{\sigma} = \frac{H_0^p}{H^p} d\sigma \quad (3.2.2.21)$$

$$d\beta = \frac{H^\beta}{H^p} d\sigma \quad (3.2.2.22)$$

であるから、式(3.2.2.20)に上式を代入すれば

$$2(\bar{\sigma} - \beta)\frac{H_0^p}{H^p} d\sigma - 2(\bar{\sigma} - \beta)\frac{H^\beta}{H^p} d\sigma + \frac{\partial F}{\partial K} dK = 0 \quad (3.2.2.23)$$

$$\therefore \frac{H^\beta}{H^p} = \frac{H_0^p}{H^p} + \frac{1}{2(\bar{\sigma} - \beta)d\sigma} \frac{\partial F}{\partial K} dK \quad (3.2.2.24)$$

ここで式(3.2.2.19)、(3.2.2.24)において、右辺第1項は移動硬化を表す項であり、第2項は等方硬化を表す項となる。もし移動硬化のみを扱うのであれば、

$$\frac{\partial f}{\partial k} = \frac{\partial F}{\partial K} = 0 \quad (3.2.2.25)$$

となり、次式のように置くことができる。

$$H^\alpha = H^p \quad (3.2.2.26)$$

$$H^\beta = H_0^p \quad (3.2.2.27)$$

(4) 鋼材の一軸繰返し载荷試験のシミュレーション

提案した2曲面モデルを用いて、鋼材の一軸繰返し引張・圧縮試験<sup>9)</sup>により得られた応力-ひずみ塑性履歴の数値シミュレーションを行う。

鋼種は、SS400, SM570, LYR60の3種で、それぞれに対して以下の方法により载荷された場合の応力-ひずみ履歴について、実験値と解析結果とを比較する<sup>10)</sup>。

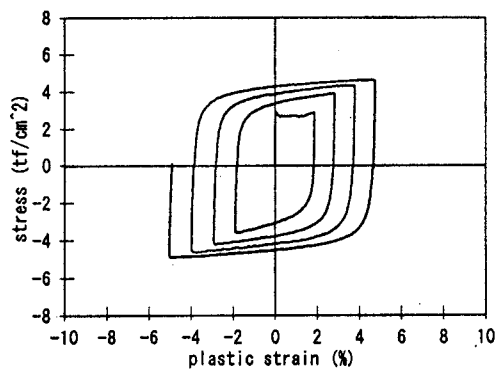
- (a) 原点を中心にしてひずみ振幅を漸増させる両振り载荷方法 (両振り型)
- (b) 各ループのひずみ振幅を一定にしたままシフトさせる载荷方法 (ひずみ振幅シフト型)
- (c) 引張側の最大ひずみを一定にしてひずみ振幅を漸増させる载荷方法 (ひずみ振幅漸増型)

数値解析に用いた材料定数は表 3.2.2.1 の通りである。

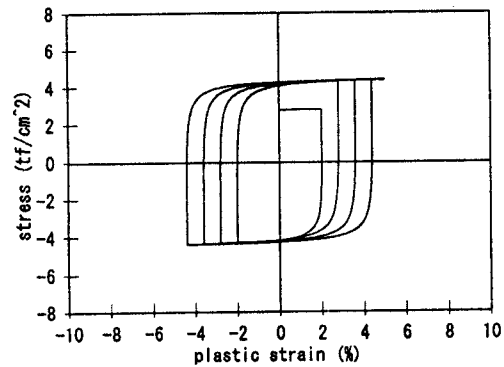
表 3.2.2.1 鋼材の材料定数

鋼種	初期弾性率 (kgf/cm <sup>2</sup> )	降伏応力 (kgf/cm <sup>2</sup> )	引張強さ (kgf/cm <sup>2</sup> )
SS400	$2.11 \times 10^6$	$2.75 \times 10^3$	$4.50 \times 10^3$
SM570	$2.07 \times 10^6$	$4.99 \times 10^3$	$6.15 \times 10^3$
LYR60	$2.10 \times 10^6$	$4.69 \times 10^3$	$6.50 \times 10^3$

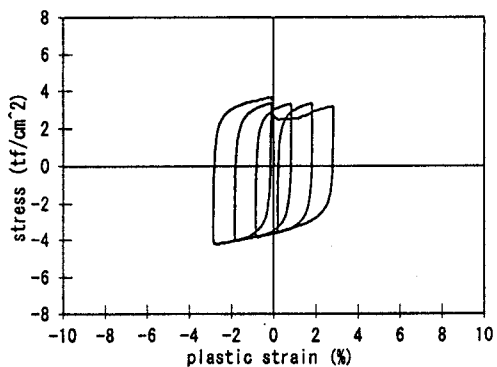
応力-ひずみ履歴の実験と数値シミュレーションの結果を図 3.2.2.3-3.2.2.8 に示す。



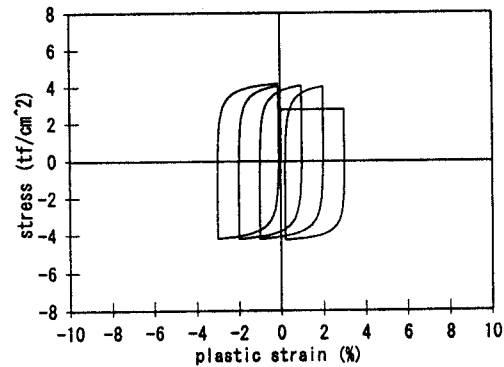
(a) 両振り型



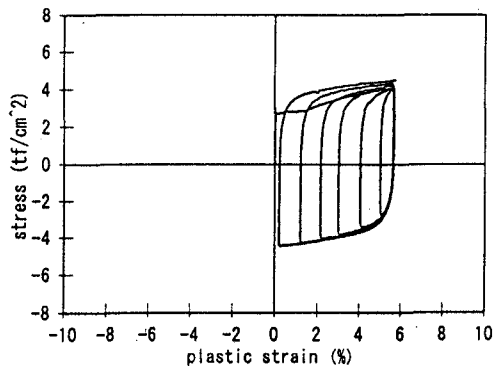
(a) 両振り型



(b) ひずみ振幅シフト型

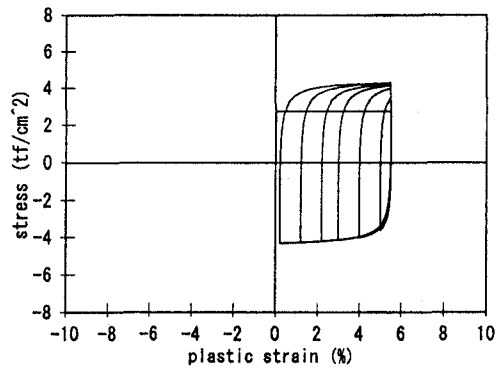


(b) ひずみ振幅シフト型



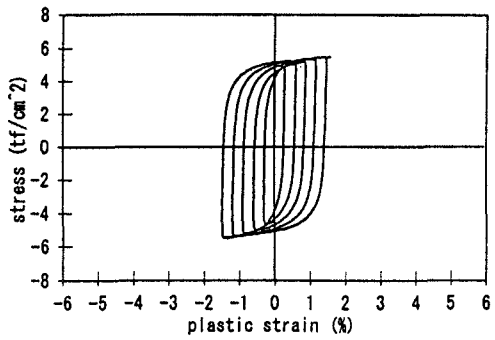
(c) ひずみ振幅漸増型

図 3.2.2.3 一軸繰り返し载荷試験(SS400)



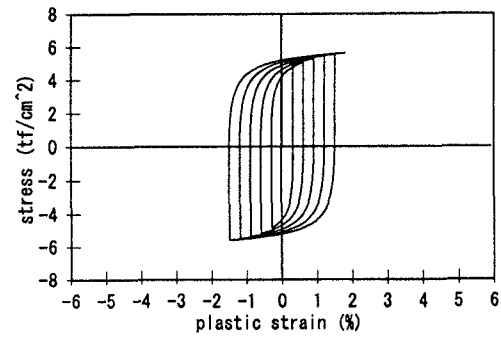
(c) ひずみ振幅漸増型

図 3.2.2.4 繰り返し履歴計算(SS400)



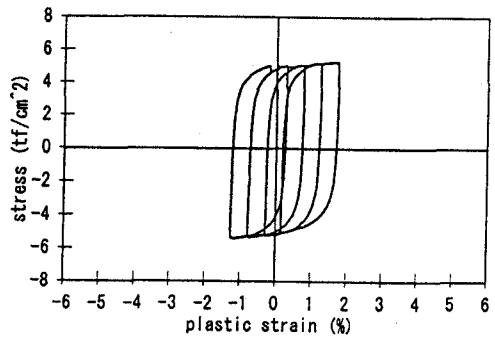
(a) 両振り型

図 3.2.2.5 一軸繰り返し载荷試験(SM570)

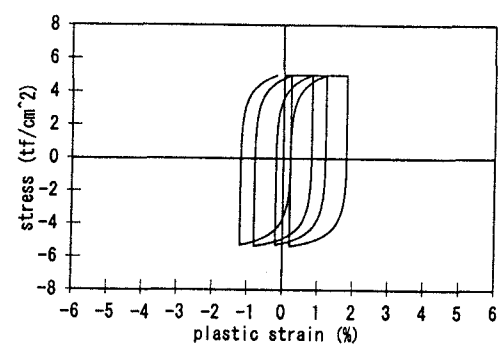


(a) 両振り型

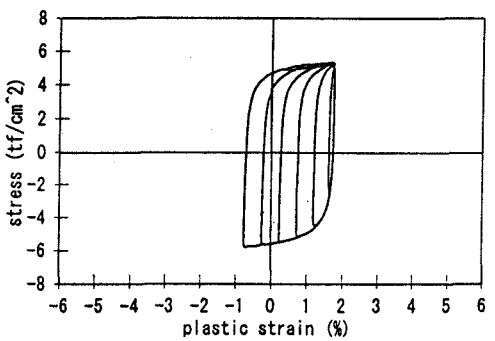
図 3.2.2.6 繰り返し履歴計算(SM570)



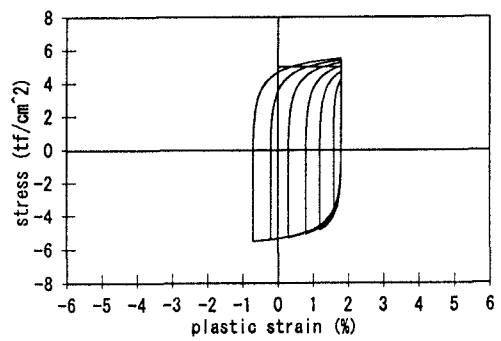
(b) ひずみ振幅シフト型



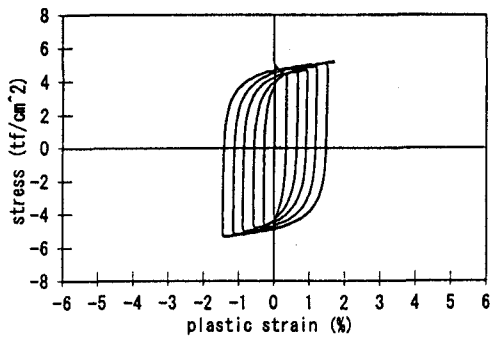
(b) ひずみ振幅シフト型



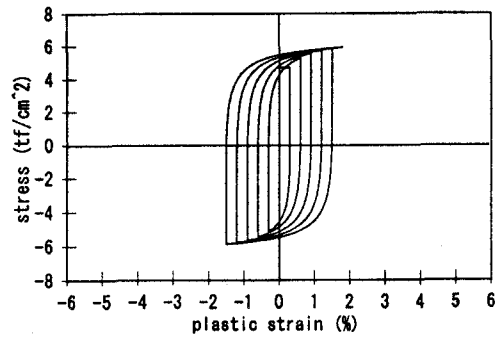
(c) ひずみ振幅漸増型



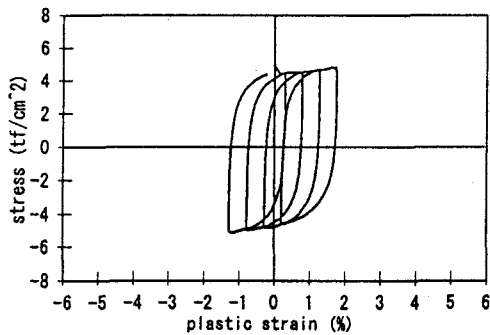
(c) ひずみ振幅漸増型



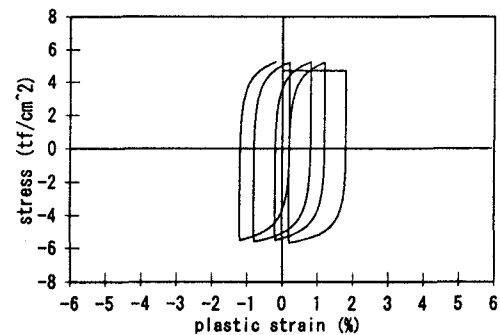
(a) 両振り型



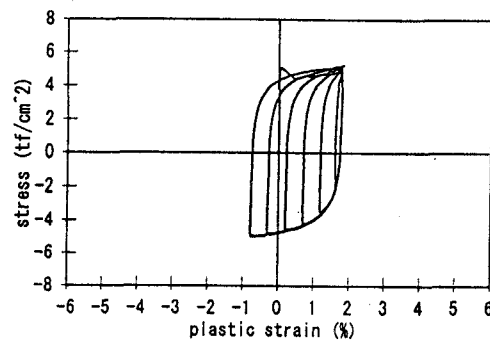
(a) 両振り型



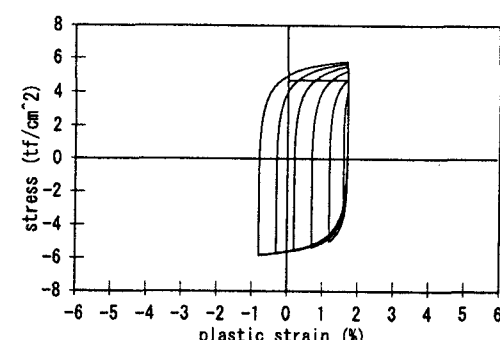
(b) ひずみ振幅シフト型



(b) ひずみ振幅シフト型



(c) ひずみ振幅漸増型



(c) ひずみ振幅漸増型

図 3.2.2.7 一軸繰返し载荷試験(LYR60)

図 3.2.2.8 繰返し履歴計算(LYR60)

(5) まとめ

ここでは、各種鋼材の繰返し塑性履歴を精度よく表現できる2曲面モデルの基本概念を述べ、その妥当性を数値シミュレーションをもとに示した。2曲面モデルのパラメータの設定にはいろいろな方法が考えられるが、できるだけ少ないパラメータで比較的よい近似解が得られることを念頭に置いて数値シミュレーションを実施した。すなわち、ここで示した2曲面モデルによる構成式で使用する材料定数はすべて単調载荷実験によって決定できる点に特徴がある。

参考文献

- 1) Duwez, P.: On the Plasticity of Crystals, Physical Review, Vol.47, pp.494-501, 1935
- 2) Mroz, Z. and Lind, N.C.: Simplified Theories of Cyclic Plasticity, Acta Mech. 22, pp.131-152, 1975
- 3) Dafalias, Y.F. and Popov, E.P.: Plastic Internal Variables Formalism of Cyclic Plasticity, Jour. Appl. Mech., pp.645-651, December 1976
- 4) Tseng, N.T. and Lee, G.C.: Simple Plasticity Model of Two-Surface Type, Jour. Eng. Mech., Proc. ASCE, Vol.109, No. 3, pp.795-810, June 1983
- 5) Cofie, N.G. and Krawinkler, H.: Uniaxial Cyclic Stress-Strain Behavior of Structural Steel, Jour. Eng. Mech., Proc. ASCE, Vol.111, No. 9, pp.1105-1120, September 1985
- 6) Petersson, H. and Popov, E.P.: Constitution Relation for Generalized Loadings, Proc. ASCE, Vol. 103, No. EM4, pp.611-627, 1977
- 7) 皆川勝: 構造用鋼材の弾塑性履歴挙動のモデル化とその構造部材への応用、武蔵工業大学提出学位論文、1988年3月
- 8) Shen, C., Mizuno, E. and Usami, T.: Development of a Cyclic Two-Surface Model for Structural Steels with Yield Plateau, NUCE Research Report, No.9, 1993
- 9) 西村宣男・小野潔・池内智行・新家徹: 各種鋼材の繰り返し塑性履歴特性に関する実験的研究、鋼構造論文集、第1巻第1号、1994年3月
- 10) 石川智巳・依田照彦: 不平衡変位最小法を用いた繰り返し外力を受ける骨組構造物の弾塑性有限変位解析、土木学会論文集、No.531/I-34, pp.77-86, 1996年1月

### 3.3 低降伏比高張力鋼

#### 3.3.1 短柱の圧縮強度

##### (1) まえがき

低降伏比高張力鋼(LYR)は、従来の高張力鋼の一つであるSM570鋼よりも最大強度までの塑性変形能力が高まることが期待されており、耐震部材としての有効利用が考えられている。このLYR鋼は建築分野で使用された実績があるが、建築用鋼材は40mm~100mmと極厚であるのに対し、土木の分野では中肉ないし薄肉断面の構造として用いられることが多い。このような薄肉部材にLYR鋼を用いた場合の最大強度や変形特性など座屈挙動特性に関する基礎的なデータは、解析上のデータ<sup>1)</sup>はあるものの実験データはほとんどないのが実状であり、データの収集が早急の課題であると考えられる。

そこで、降伏比が最大強度や変形能特性に及ぼす影響を調べるため、LYR鋼とSM570鋼で構成された種々の幅厚比を有する薄肉のH型断面短柱と箱形断面短柱の供試体を製作し、実験的に最大強度やそれ以降の挙動特性などを調べた。また、初期たわみや溶接残留応力などの初期不整が短柱強度や変形挙動に及ぼす影響についても調べた。なお、本実験で使用する鋼材の応力-ひずみ関係における降伏比の目標値を、SM570鋼で0.9、LYR鋼では0.75とし、引張強さ $\sigma_m$ は両方とも6400 kgf/cm<sup>2</sup>として製作した。実験は熊本大学工学部所有の300ton長柱試験機を用いて行った。

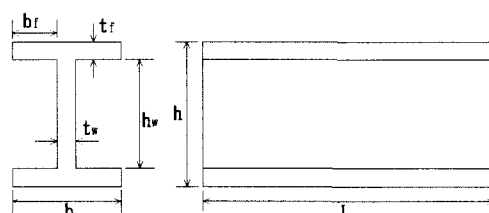
##### (2) 実験供試体の設計

供試体を設計するにあたり次の点を考慮した。

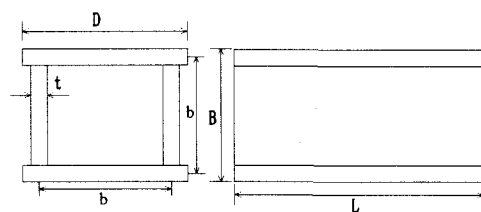
- (a) 使用鋼材の製作可能な範囲で、上記の目標値が達成可能な板厚として6.0mmを選ぶ。
- (b) 使用鋼材はSM570鋼とLYR鋼の2種類を使用する。
- (c) 長柱試験機の最高荷重が300tonであることより部材の圧縮最高荷重が300ton以内とした。

以上の(a)~(c)の基本条件と従来の解析結果<sup>2)</sup>を参考にして、図3.3.1.1に示すような供試体を設計した。H形断面では、ウェブの

幅厚比( $h_w/t_w$ )を20,35,50,65、フランジの幅厚比( $b_f/t_f$ )を5,10,16,22とし、これらの幅厚比を組み合わせることで8種類の断面を決定した。箱形断面では幅厚比( $b/t$ )を17,33,50の3種類の断面とした。表3.3.1.1は実際に製作した断面形状寸法及び部材長の測定値である。部材長は、細長比( $L/r$ )を20以下とし、最低座屈モードの出る最低長さとして断面の最大寸法の3倍とした。なお表中のHS,BSシリーズはSM570鋼材、HL,BLシリーズはLYR鋼材のある。また、表中の $R_{fw}$ , $R$ は幅厚



(a) H形断面図



(b) 箱形断面図

図3.3.1.1 実験供試体断面図



比パラメータで、H形断面材では式(3.3.1.1)に示すように構成板要素の相互の影響を考慮したパラメータ $R_{fw}$ を<sup>3)</sup>、箱形断面材では式(3.3.1.2)で定義される $R$ を用いた。

$$H形: \left\{ \begin{array}{l} R_{fw} = \frac{h_w}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_w \zeta}} \quad \left( \frac{h_w t_f}{b_f t_w} > 3.07 \right) \\ = \frac{b_f}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_f \zeta}} \quad \left( \frac{h_w t_f}{b_f t_w} \leq 3.07 \right) \end{array} \right\} \dots\dots\dots (3.3.1.1)$$

$$箱形: R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \quad k: \text{座屈係数}(=4.0) \dots\dots\dots (3.3.1.2)$$

ここに、 $E$ :ヤング係数、 $\nu$ :ポアソン比

表3.3.1.1 断面形状寸法及び部材長の測定値

(a) H形断面供試体

供試体名	h(mm)	b(mm)	$h_w/t_w$	$b_f/t_f$	L(mm)	$R_{fw}$
HS-1	221.7	120.8	35.95	9.57	50.60	0.867
HL-1	222.5	120.3	35.08	9.53	50.50	0.835
HS-2	222.2	193.1	35.03	15.59	66.49	1.064
HL-2	224.5	192.7	35.42	15.56	66.52	1.024
HS-3	313.2	120.4	50.20	9.53	46.10	1.208
HL-3	311.5	121.3	49.92	9.61	46.12	1.154
HS-4	311.0	265.7	49.83	21.64	93.56	1.488
HL-4	313.8	264.6	50.30	21.55	93.49	1.429
HS-5	401.5	192.5	64.92	15.54	78.09	1.578
HL-5	402.0	192.3	65.00	15.53	78.05	1.517
HS-6	401.4	264.9	64.90	21.58	115.36	1.692
HL-6	402.9	264.6	65.15	21.55	115.53	1.634
HS-7	133.9	60.4	20.32	4.53	24.22	0.491
HL-7	132.6	62.1	20.10	4.68	24.20	0.468
HS-8	132.8	120.9	20.13	9.58	39.76	0.641
HL-8	132.9	120.7	20.15	9.56	39.78	0.615

※  $t_f = t_w = 6.0\text{mm}$

(b) 箱形断面供試体

供試体名	D(mm)	B(mm)	b(mm)	b/t	L(mm)	R
BS-1	121.3	107.7	101.7	16.95	32.57	0.475
BL-1	121.0	108.5	102.5	17.08	32.46	0.462
BS-2	216.5	204.2	198.2	33.03	61.33	0.897
BL-2	216.7	204.3	198.3	33.05	61.36	0.870
BS-3	318.7	305.4	299.4	49.90	91.93	1.343
BL-3	320.8	305.2	299.2	49.87	91.87	1.299

※  $t = 6.0\text{mm}$

(3) 予備試験の概要

短柱実験にはいる前に、鋼材の機械的性質を求める引張試験、最大強度に影響を及ぼす溶接残留応力及び初期たわみの測定を行った。

a) 鋼材の引張試験

短柱実験用供試体を製作したのと同じの鋼板(SM570鋼,LYR鋼)より、JIS5号試験片をそれぞれ12本製作した。試験片の表・裏に塑性ひずみゲージを貼り、引張試験を行った。得られた鋼材の機械的諸性質(降伏応力 $\sigma_y$ ,引張強さ $\sigma_m$ ,ヤング係数 $E$ ,ポアソン比 $\nu$ ,降伏比,降伏ひずみ $\epsilon_y$ ,ひずみ硬化開始ひずみ $\epsilon_{st}$ )を表3.3.1.2に、代表的な応力-ひずみ関係を図3.3.1.2に示す。これらの値はすべて平

均値であり、LYR鋼では明瞭な降伏棚の発生が見られなかったため降伏点は0.2%耐力として求めた。SM570鋼の降伏比は目標値より小さな値となったが、LYR鋼では所定の値となった。

表3.3.1.2 鋼材の機械的性質

鋼種	t (mm)	$\sigma_y$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$\sigma_m$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	E x10 <sup>6</sup> (kgf/cm <sup>2</sup> )
SM570	5.70	5334	6219	2.15
LYR	5.90	4952	6567	2.12

鋼種	$\nu$	降伏比 (YR)	$\epsilon_{st}$ (x10 <sup>-6</sup> )	$\epsilon_y$ (x10 <sup>-6</sup> )
SM570	0.278	0.858	22300	2697
LYR	0.288	0.754	—	4384

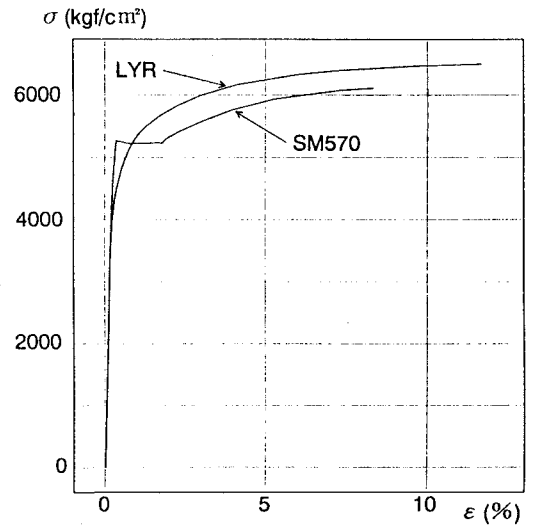


図3.3.1.2 応力-ひずみ関係

b) 溶接残留応力の測定

短柱実験用供試体と同一寸法、同一溶接条件の残留応力測定用供試体を別にH形断面では16体、箱形断面では6体製作した。測定は、中央断面のウェブとフランジ上において1.2~4.0cm幅にストレインゲージを表裏に張り付け、機械切断で応力解放する方法を用いた。残留応力は切断前後のひずみの値の差にヤング率Eをかけて求めた。各供試体のフランジ、ウェブの圧縮応力の最大値及び平均値を表3.3.1.3に示す。一般の高張力鋼での最大圧縮残留応力の大きさは約0.25 $\sigma_y$ 程度に対し、今回の供試体で0.4 $\sigma_y$ 程度と大きめの残留応力が入っている供試体もあった。図3.3.1.3にH形及び箱形断面の代表的な残留応力分布図を示す。破線は測定値、実線は自己釣り合いによる2軸対称補正值である。H形供試体でフランジ中央とウェブ両端の溶接部近傍で大きな引張残留応力が生じ、その他の部分では圧縮残留応力が生じている。又、箱形断面では従来の報告されているものと同様の傾向の結果が得られた。なお、溶接条件は炭酸ガス溶接で、電圧280V、電流260A、溶接脚長5mm、溶接速度500mm/min、溶接棒は $\phi 1.5m(Mx100S)$ である。

表3.3.1.3 最大圧縮（引張）残留応力値 ( $\sigma_r/\sigma_y$ )

(a) H形断面

供試体名	フランジ	ウェブ
HS-1	0.312	0.180
HL-1	0.104	0.437
HS-2	0.201	0.094
HL-2	0.301	0.118
HS-3	0.062	0.250
HL-3	0.053	0.284
HS-4	0.203	0.125
HL-4	0.228	0.164
HS-5	0.000	0.366
HL-5	0.012	0.456
HS-6	0.153	0.126
HL-6	0.187	0.174
HS-7	0.169	0.356
HL-7	0.217	0.414
HS-8	0.285	0.192
HL-8	0.319	0.170

(b) 箱形断面

供試体名	圧縮	引張
BS-1	-0.199	0.348
BL-1	-0.214	0.362
BS-2	-0.174	0.602
BL-2	-0.122	0.370
BS-3	-0.140	0.501
BL-3	-0.105	0.519
平均	-0.159	0.450

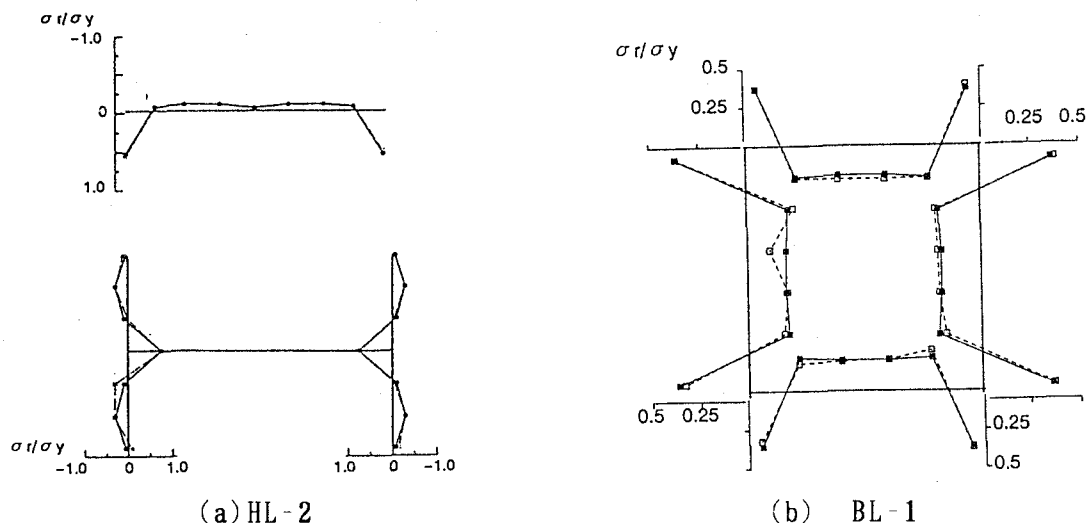


図3.3.1.3 残留応力分布図

c) 初期たわみの測定

初期たわみの測定は、供試体を定盤上に水平に置き、30～50mmの格子間隔にとった測定点のたわみ量を変位計（精度 1/1000mm）を用いて行った。箱形断面の初期たわみは、道路橋示方書<sup>4)</sup>の許容たわみ量である1/150よりかなり小さめであった。H形部材は、ウェブでは道路橋示方書の許容たわみ量の範囲内であったが、フランジでは相当大きな値がでていた供試体もあった。これは、供試体の製作段階での供試体の平行度のズレや、軸方向のズレ等に起因していると思われる。表3.3.1.4にH形断面部材と箱形断面部材の最大初期たわみの測定値を示す。なお、表中の $\delta_t$ 、 $\delta_w$ は図3.3.1.4に示すようにとるものとする。

表3.3.1.4 最大初期たわみ  
(a) H形断面部材

		1	2	3	4	5	6	7	8	平均
FLANGE	S M	1/226	1/279	1/130	1/263	1/120	1/173	1/90	1/127	1/201
$\delta_t/b$	L Y R	1/82	1/277	1/71	1/174	1/131	1/118	1/129	1/95	1/135
W E B	S M	1/900	1/673	1/628	1/1188	1/498	1/658	1/975	1/302	1/728
$\delta_w/h_w$	L Y R	1/842	1/1672	1/1589	1/613	1/791	1/610	1/548	1/504	1/896

(b) 箱形断面部材

$\delta/b$	1	2	3	平均
SM570	1/397	1/619	1/218	1/411
L Y R	1/346	1/440	1/581	1/456

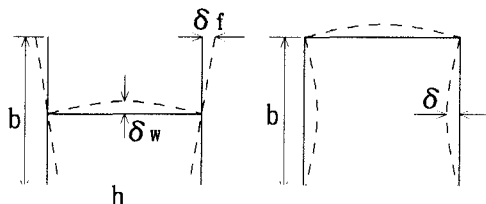


図3.3.1.4 初期たわみ図

(4) 本実験について

実験では300ton長柱試験機を使用し、载荷は中心軸圧縮の平押しで行った。载荷装置は図3.3.1.5に示すように球座上に供試体を載せ、上端部は载荷ブロックを載せて荷重が一様に分布するようにした。また球座上に一様に荷重が載荷するように供試体の両端部に端板（21mm）を取り付け、両端板が平行になるよう両端を仕上げた。

a) ひずみゲージ及び変位計の取り付け位置

i) 部材軸方向変位の測定

フランジ部の上端から10cmの所のウェブとの交線上にL形の金具を取り付け、変位計（精度：1/1000mm）の先を金具に当たるようにして測定を行った。箱形部材の供試体では変形様式を考慮して、両端板間の変位を測定した。

ii) 局部変形（面外変形）の測定

局部変形の測定は、局部座屈の変位モードや局部座屈荷重を調べるために行った。H形部材の測定は、ウェブの中心部分とフランジの中央断面の端部に変位計を取り付けた。箱形部材については中央断面の中心点と部材軸方向の上下約L/4地点に変位計を取り付けた。

iii) 軸ひずみの測定

主要な断面におけるひずみの分布状況や塑性域の分布等を知るために一軸ゲージを貼付した。H形部材の測定では、フランジの中央断面の四隅から10mmの所に表裏に、ウェブ部分では中央断面及び中心軸に沿ってゲージを貼った。箱形部材では、中央断面中心と部材軸方向に上下2～4枚のゲージを4面とも貼った。以上の変位計の取り付け位置及びひずみゲージ貼付位置の一例を図3.3.1.6に示す。

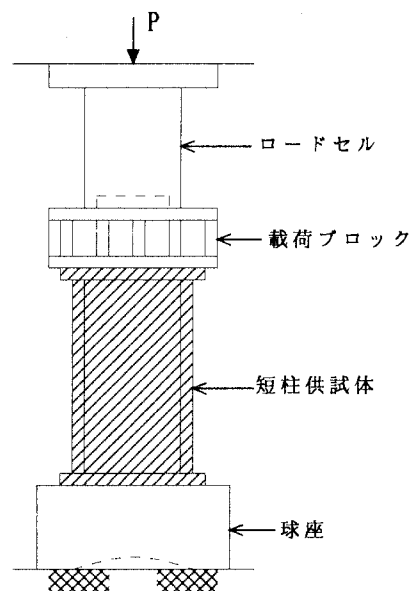
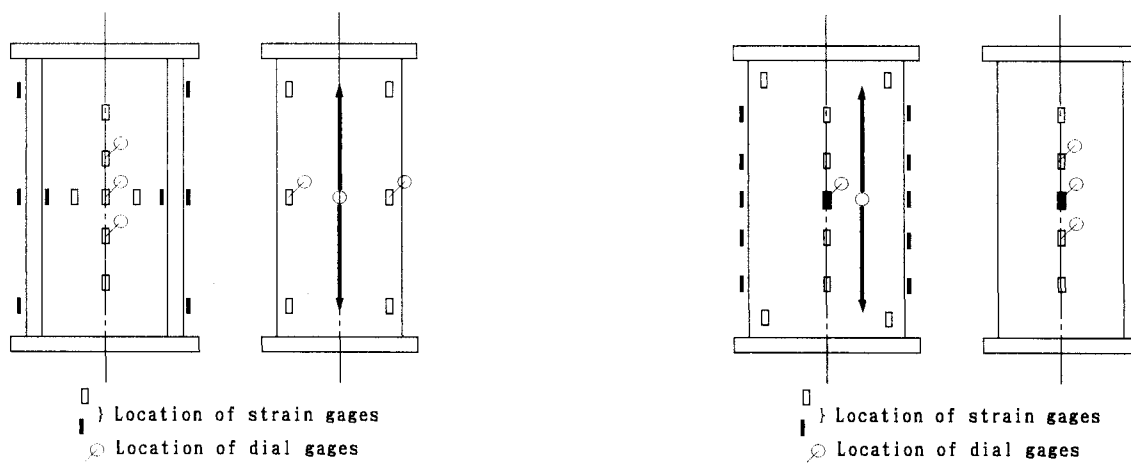


図3.3.1.5 载荷装置



(a) H形断面部材

(b) 箱形断面部材

図3.3.1.6 変位計及びゲージ貼付位置

b) 载荷方法

本载荷を行う前に供試体に一様载荷が出来るよう次のような調整を行った。まず、供試体を载荷装置の中心軸にセットした後、予想座屈荷重の20%程度の荷重を载荷し、上下四隅のひずみゲージ値の平均値からの乱れが5%程度以下になるように微調整を繰り返した。载荷は、供試体の変位及びひずみを見ながら、予想最大荷重の80%までは荷重制御で、それ以後は軸変位制御に変えて行い、荷重が最大荷重の2/3程度に低下するまで続けた。写真3.3.1.1は本载荷の状況、写真3.3.1.2は供試体HL-2、BL-3の载荷後の状況である。

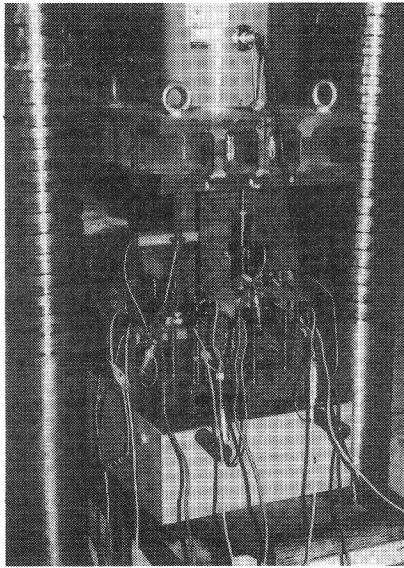
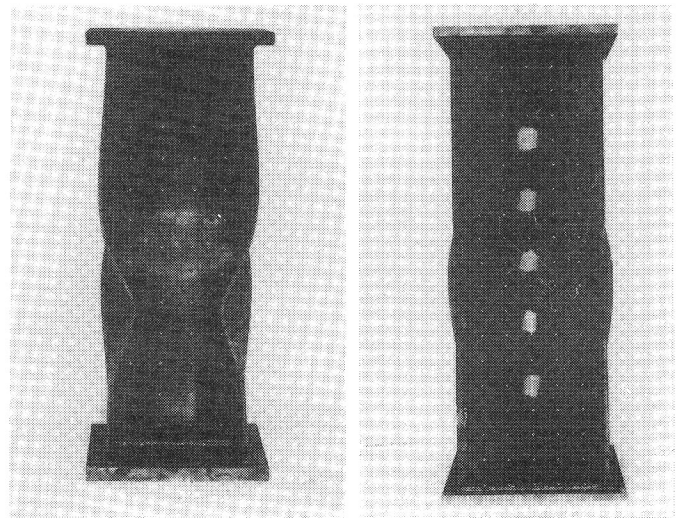


写真3.3.1.1 短柱圧縮試験

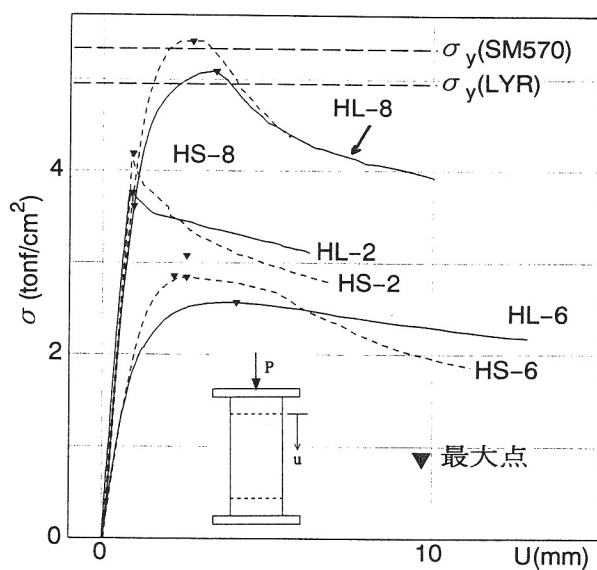


(a) HL-2 (b) BL-3  
写真3.3.1.2 載荷後の状況

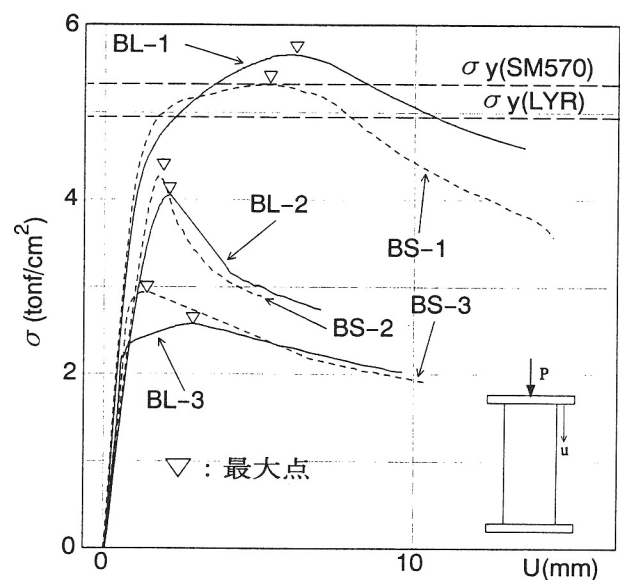
(5) 実験結果とその考察

a) 平均応力-軸変位曲線

図3.3.1.7に実験で得られた平均応力-軸変位曲線を示す。H形部材はH-6(HS-6, HL-6), H-7(HS-7, HL-7), H-8(HS-8, HL-8)供試体の結果を、箱形部材については全供試体の結果を示している。これらの図より、幅厚比が小さいH-8やB-1供試体では、ひずみ硬化の影響により最大強度の上昇が見られ、特にLYR鋼は変形能がSM570鋼より大きくなっていることがわかる。一方、幅厚比が大きいH-6やB-3供試体ではSM570鋼の方が最大強度は大きい。また、最大強度以降の劣化曲線の勾配は、全体的にLYR鋼の方が緩やかであり、変形も大きくなっていることから、LYR鋼の特性が表れているものと考えられる。



(a) H形断面部材



(b) 箱形断面部材

図3.3.1.7 平均応力-軸変位曲線

b) 平均応力－ひずみ曲線

図3.3.1.8と図3.3.1.9は幅厚比の大小断面を持つ各供試体の中央断面での平均応力－ひずみ曲線である。図3.3.1.8(a),(b)は幅厚比が大きいHL-6供試体のフランジとウェブでのひずみ挙動を示しているが、 $\sigma=1.3\text{tonf/cm}^2$ 付近で、ゲージの値に乱れが見られる。これは局部変形による曲げが発生し、面外方向へ変形を始めたためと考えられる。なお、ここではこの局部変形の発生を局部座屈と考える。幅厚比の小さなHL-8供試体では、最大強度に達するまでひずみの乱れは見られなかった。同様に図3.3.1.9に示す箱形の供試体の場合でも、幅厚比の大きなBL-3供試体でも局部変形が生じていることがわかる。このように幅厚比が大きな断面では、SM570鋼及びLYR鋼の降伏比の大小に関わらず、最大強度に達する以前に局部座屈の発生が見られ、局部座屈発生から最大強度までの余剰耐力が大きいことがわかる。

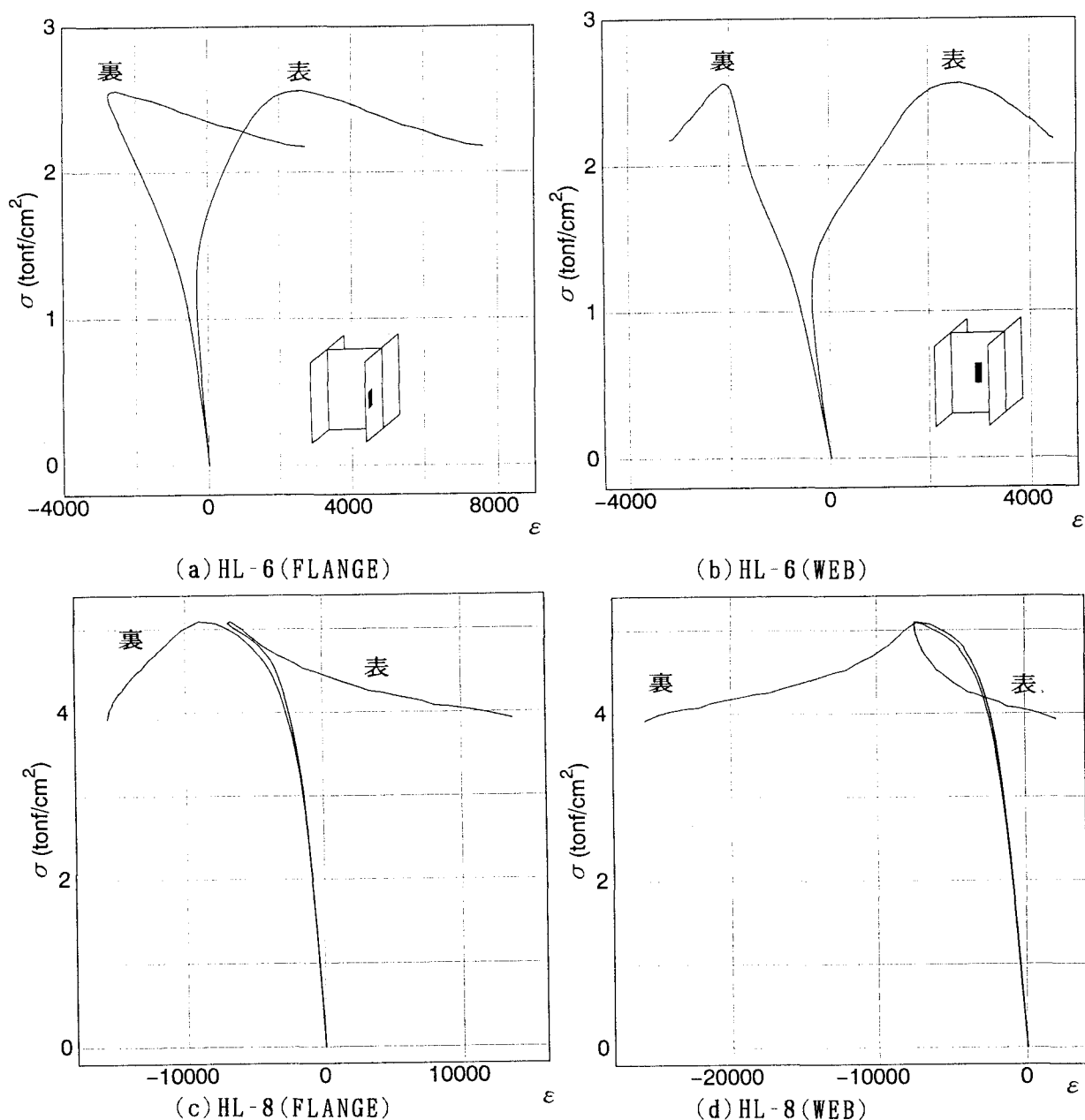


図3.3.1.8 平均応力－ひずみ曲線

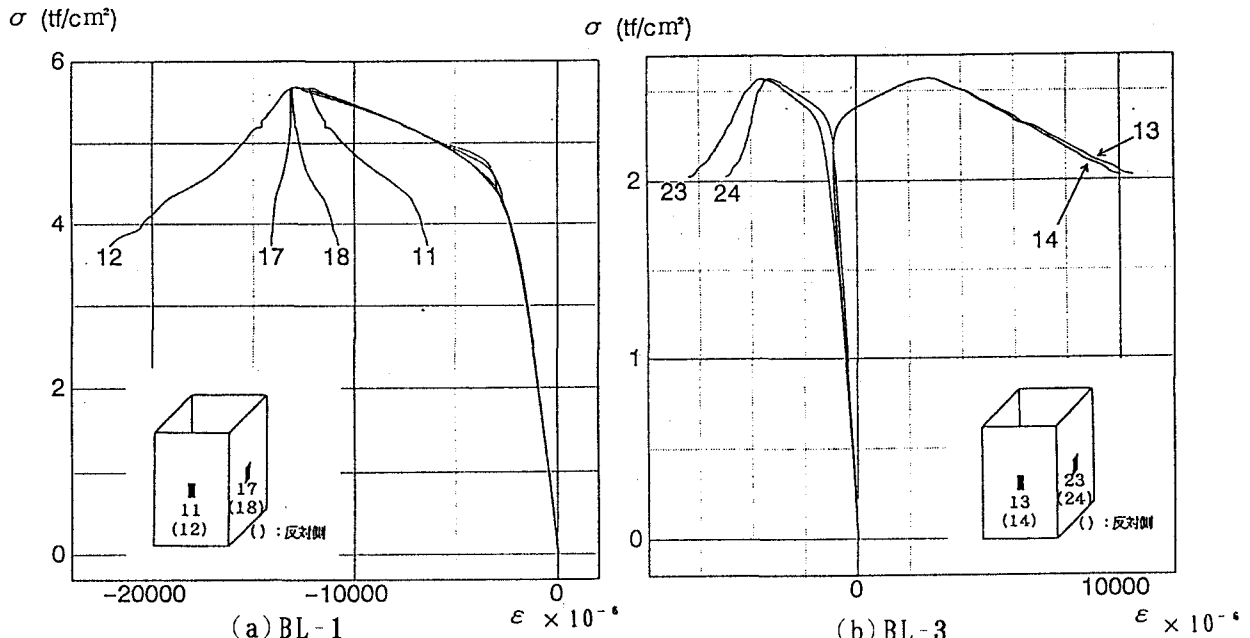


図3.3.1.9 平均応力-ひずみ曲線

c) エネルギー吸収量の検討

ここでは、図3.3.1.10に示すように荷重-軸変位曲線より最大強度までのエネルギー吸収量 $U$ を求め、このエネルギー吸収量を変形能力の指標として検討を行った。

図3.3.1.11はH形及び箱形断面供試体について、縦軸にエネルギー吸収量 $U$ を、横軸に幅厚比パラメータ $R$ 、 $R_{fw}$ をとって示したものである。

箱形断面では3種類ともSM570鋼よりもLYR鋼の方がエネルギー吸収量は大きくなったが、H形断面では $R_{fw}$ が1以下と1.5以上の範囲でLYR鋼の方が大きくなった。

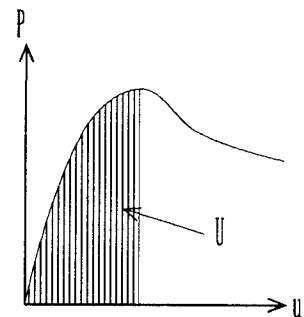
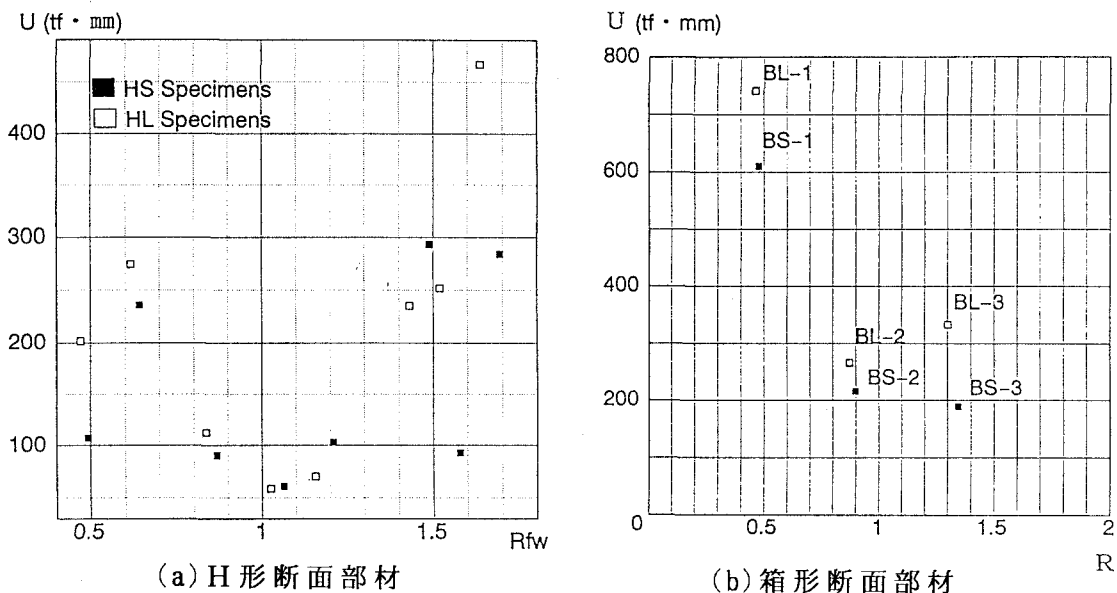


図3.3.1.10 エネルギー吸収量



(a) H形断面部材

(b) 箱形断面部材

図3.3.1.11 エネルギー吸収量と幅厚比パラメータの関係

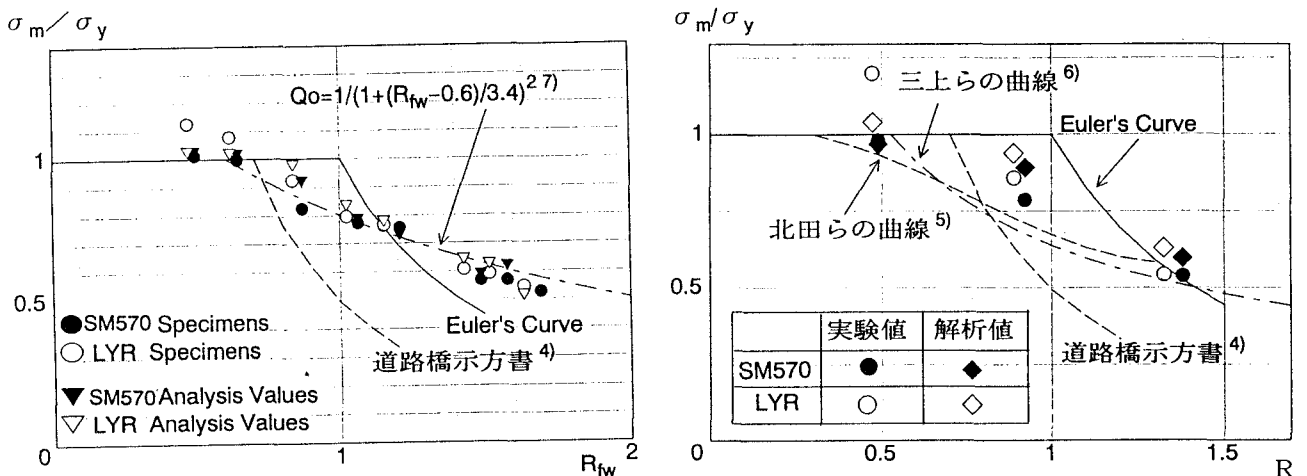
供試体数が少ないので断定はできないが、 $R_{fw}$ の大きなH形供試体では局部座屈の発生するものの最大強度は $R_{fw}$ の小さなH形供試体より大きくなったことが影響したと考えられる。また、 $R_{fw}$ が1以下のH形供試体では、ひずみ硬化の影響で最大強度が上昇し、かつ変形も増えエネルギー吸収量が増えたと考えられる。今後実験並びに解析を通して検討が必要と思われる。

d)最大強度の検討

図3.3.1.12は、縦軸に最大応力 $\sigma_m$ を降伏応力 $\sigma_y$ で無次元化したものを、横軸には幅厚比パラメータ $R_{fw}$ 及び $R$ をプロットしたものである。なお、今回実験を行った全ての供試体について、有限変位弾塑性解析法<sup>7)</sup>を用いて解析を行った。なお、モデル化等の詳細については文献2)に示す。得られた解析結果を図中に示す。図を見て分かるように、実験結果と解析結果はよく対応がとれていることが分かる。H形断面材については、無次元化した最大強度は全ての断面でLYR鋼がSM570鋼を上回った。また、図中の $Q_0$ の式は式(3.3.1.3)で示される最大強度推定式であるが、今回の実験結果はほぼこの式の近傍に分布していることが分かる。従って、この式を用いれば最大強度の推定が可能であると思われる。

$$Q_0 = \frac{P_{max}}{P_y} = \frac{1}{\{1.0 + (R_{fw} - 0.6) / 3.4\}^2} \quad \text{----- (3.3.1.3)}$$

箱形断面材については、周辺単純支持板の2つの耐荷力曲線（北田ら<sup>5)</sup>、三上ら<sup>6)</sup>の曲線）を示し比較を行った。幅厚比パラメータが大きい場合を除いて一般的に強度が耐荷力曲線より大きい。これは実験での供試体の初期たわみがかなり小さかったことや圧縮残留応力の実測値が小さかったことが影響したと考えられる。また、幅厚比が小さいBL-1供試体は、ひずみ硬化の影響を受けて最大強度が大きく上昇していることがわかる。以上より、LYR鋼は幅厚比が小さい断面材に用いる方が有効的と考えられる。また、解析結果と実験値のよい対応が見られたことより、今後はこの解析法を用いて様々な幅厚比を有する断面材について、圧縮や曲げを受ける場合の耐荷力挙動を明らかにし、LYR鋼の有効利用について検討する必要があると思われる。



(a) H形断面材

(b) 箱形断面材

図3.3.1.12 最大強度と幅厚比パラメータの関係



## (6) 結 論

従来型高張力鋼（SM570鋼）及び低降伏比高張力鋼（LYR鋼）で製作された、H形断面及び箱形断面からなる短柱供試体を用いて耐荷力実験を行った。得られた結果を要約すると以下のようなになる。

- (a) LYR鋼は最大強度以降の劣化曲線の勾配はSM570鋼に比べて緩やかであり、塑性域における変形能は優れている。
- (b) 幅厚比が小さな供試体はひずみ硬化の影響を顕著に受け、最大強度の上昇が確認された。従って、幅厚比が小さな供試体にLYR鋼を用いる有効性は高いと考えられる。
- (c) エネルギー吸収量でLYR鋼とSM570鋼を比べた場合、幅厚比が小さい場合に多少差が生じたが、今後さらに検討が必要である。
- (d) H形断面短柱の $R_{fw}$ を用いた最大強度推定式は、よく実験結果の最大強度を推定できていた。
- (e) 有限変位弾塑性解析より得られた解析結果は、実験結果とよい対応がみられた。今後解析等により様々な幅厚比や荷重条件に対してのLYR鋼の特性を検討し、データの蓄積を行っていく必要があると思われる。

## 参考文献

- 1) 研究代表者 福本 隼士：鋼構造の機能性向上からみた高張力鋼の実用化に関する研究、研究成果報告書、1992.3
- 2) 山尾敏孝・荒毛 徹・崎元達郎：鋼材特性を考慮した薄肉H形短柱の耐荷力と終局挙動について、構造工学論文集，Vol.40A，1994.3，pp355-364.
- 3) 山尾敏孝・崎元達郎・青木徹彦：薄肉H形断面部材の連成座屈挙動特性とその評価法に関する研究、研究成果報告書、研究課題番号01550369，1991.3
- 4) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1980.2
- 5) 中井 博・北田俊行・酒造敏廣：圧縮を受ける薄肉箱形短柱の終局強度特性と終局強度算定法に関する研究、構造工学論文集，Vol.31A，1985.3，pp65-77
- 6) 三上市蔵・常垣正博・米沢 博：補剛圧縮板実験の調査と強度簡易算定法の評価、土木学会論文集，第334号，1983.3，pp181-184
- 7) 山尾敏孝・崎元達郎：板要素とはり要素の結合による薄肉鋼構造物の有限変位弾塑性解析、構造工学論文集、Vol.32A，1986.3
- 8) 日野雅夫：低降伏比高張力鋼を用いた薄肉部材の強度と変形性能に関する研究、熊本大学平成5年度提出修士論文，1994.2

### 3.3.2 横ねじれ座屈強度

(1) はじめに

まず、梁の横ねじれ座屈強度について、断面形状及び諸元を変化させた時の変形挙動や極限強度などの特性をパラメトリック解析を行うことにより検討する。梁断面は圧延断面と溶接断面を対象とした。パラメトリック解析で採用したパラメータは、ウェブとフランジの断面積比及び横ねじれ座屈パラメータである。更に、SS材及びSM材梁と比較検討することにより、低降伏比高張力鋼梁の可能性を探る。

次に、桁構成鋼薄板の局部座屈の影響を考慮した部材の耐荷力簡易算定手法の一つで必要とする鋼板強度の構成式を導出する。鋼板要素に一樣圧縮外力が作用する場合及び圧縮と曲げの種々の組み合わせ外力が作用する場合の極限強度について、計算力学手法を用いたパラメトリック解析を行う事により、残留応力及び幾何学的な初期不整の影響を明らかにし、極限強度評価に対する実用簡易算定式を導出する。

最後に、断面構成鋼薄板の局部座屈の影響を、応力-歪関係を構成する構成式として、骨組構造耐荷力解析中に合理的且つ簡潔に組み込む手法を提案し、既模型載荷実験結果と比較検討することにより、その精度を確認する。

(2) 開断面桁の横ねじれ座屈耐荷力<sup>1)~6)</sup>

LYR 鋼開断面桁の耐荷力特性について<sup>1)</sup>

ウ) まえがき

桁構造に対する強度設計は、ウェブとフランジの局部座屈を考慮して断面降伏曲げモーメント  $M_y$  を基準として、なされている。最近、塑性棚が短い、低降伏比のLYR鋼が開発された。この種の鋼材を使用した場合、歪硬化による耐荷力向上が予想され、全塑性曲げモーメント  $M_p$  を基準とした設計の可能性が考えられる。そこで、桁の強度を支配する横倒れ座屈が生じやすい開断面桁を対象に、三次元非線形数値解析により耐荷力を検討することにより、LYR鋼使用桁の  $M_p$  基準設計の可能性を探る為の基礎的資料を提供することとする。

エ) 解析法及び検証

本解析では、材料の塑性化及び歪硬化による材料非線形性と有限変形時の釣合いに影響を及ぼす幾何学的非線形性を考慮した任意開断面部材の三次元弾塑性有限変位解析法の定式化を行った。幾何学的非線形挙動は、全ての変数が第 $\eta$ 次釣合状態(先行状態)を支配場として定義されるラグランジュ法による増分理論を用いて、評価する。材料非線形挙動はのPrandtl-Reuss塑性流れ理論に従うものとし、降伏はvon Misesの降伏条件式に従うものとした。又、鋼材は等方硬化弾塑性体とし、歪硬化域では、任意の

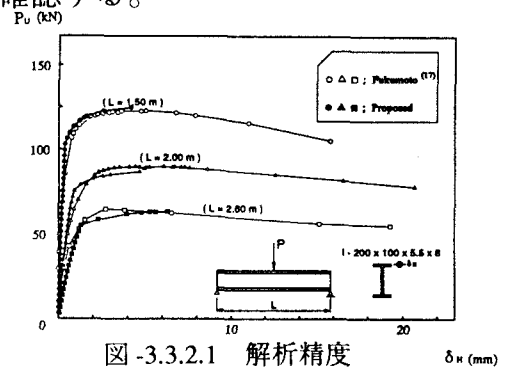


図-3.3.2.1 解析精度

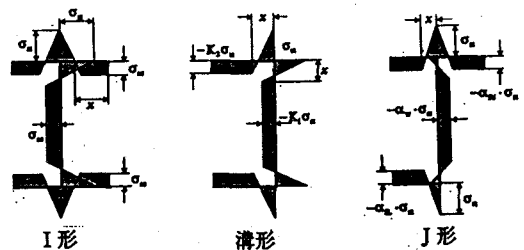


図-3.3.2.2 解析モデル

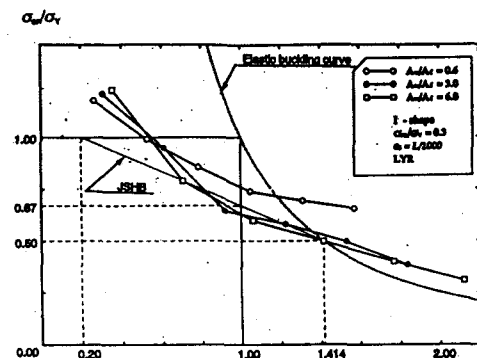


図-3.3.3 断面積比の影響

歪硬化曲線が取り込めるよう定式化した。尚、本解析法では梁要素モデル有限要素法を採用し、非線形挙動はNewton-Raphson法を併用した荷重増分法で数値的に解析した。

図-3.3.2.1は圧延I形桁の実験結果<sup>2)</sup>と本解析との比較を示す荷重-変位曲線である。残留応力度分布、元たわみ及び材料定数は実供試験体での測定値とした。図の縦軸は載荷荷重、横軸はスパン中央での圧縮フランジの面外変位である。本解析値と実験値を比較すると、スパン長1.5mの場合では極めて良く一致しており、2.0m、2.6mの場合でも良好な一致が認められる。従って、本解析法により、残留応力度及び元たわみを有する二軸対称断面桁の終局状態に至るまでの挙動を精度良く評価出来ると言えよう。

### iii) 解析モデル

解析に使用したモデルは、図-3.3.2.2に示すようなI形、溝形、及びJ形断面桁である。又、桁は強軸回りの等曲げモーメントを受け、更に、桁両端での支持条件は面内、面外たわみ及びねじり角共に単純支持条件を満足している。解析パラメータは、圧縮フランジ断面積とウェブ断面積との比 $A_w/A_f$ 、桁のスパン長と圧縮フランジ幅との比 $L/b$ 、元たわみ量 $e_0$ 、鋼材質及び残留応力度とした。尚、残留応力度パラメータは、圧縮残留応力度 $\sigma_{rc}=0.3\sigma_Y$ (I形)、平均引張残留応力度の領域(溝形、J形)である。

### iv) LYR鋼桁耐荷力特性

図-3.3.2.3は、LYR鋼使用I形断面桁の耐荷力について、 $A_w/A_f$ を変化させて解析した結果の一例である。図の縦軸は終局曲げモーメントを断面強軸回りの断面係数で除した値を降伏点応力度で無次元化した値 $\sigma_{cr}/\sigma_Y$ 、横軸は横倒れ座屈パラメータ $\alpha = (2/\pi) \cdot \sqrt{3 + A_w/A_f} \cdot \sqrt{\sigma_Y/E} \cdot L/b$ である。

図より、 $\alpha$ を一定とした場合 $\sigma_{cr}/\sigma_Y \geq 1.0$ においては、 $A_w/A_f$ の増加に伴い耐荷力も増加する。しかし、 $\sigma_{cr}/\sigma_Y \leq 1.0$ においては、逆に、 $A_w/A_f$ が小さい程耐荷力が増加する。この傾向は $\alpha$ が大きい程顕著となる。

図-3.3.2.4は、LYR鋼使用I形断面桁の終局状態での変形図の一例である。図より、圧縮フランジがスパン中央で面外方向に大きく変形する横倒れが生じている様子が伺える。

図-3.3.2.5は、I形断面桁耐荷力に及ぼす鋼材質の影響に関する検討結果の一例である。図より、耐荷

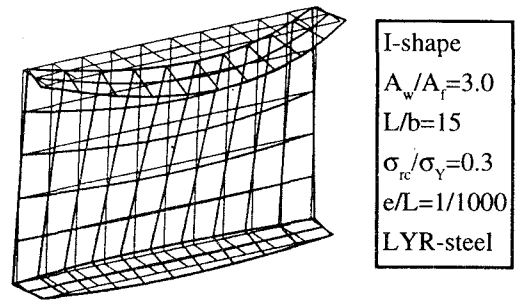


図-3.3.2.4 変形図

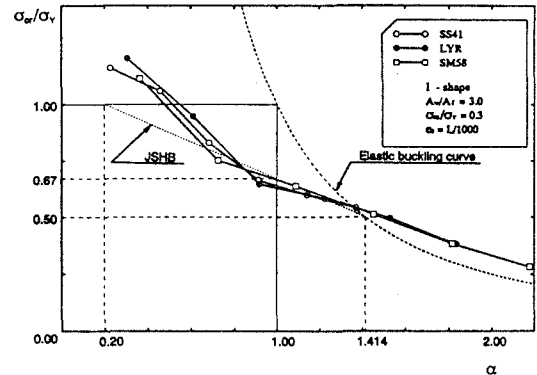


図-3.3.2.5 鋼材質の影響

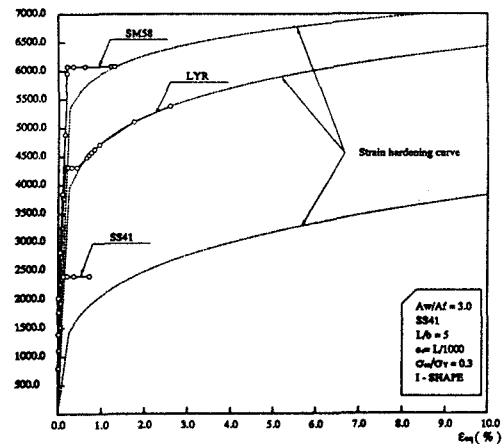


図-3.3.2.6 相当応力-相当歪曲線

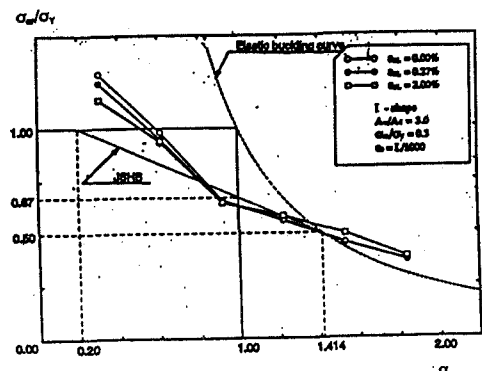


図-3.3.2.7 塑性棚の影響

力に及ぼす鋼材質の影響は、 $\alpha \geq 1.0$  領域では定量的にさほど顕著ではないが、 $\alpha \leq 1.0$  の領域ではLYR鋼使用桁が他鋼材使用桁に比較して大きな耐荷力を示す傾向が認められる。これは、歪硬化に起因していると考えられ、塑性棚の短いLYR鋼の特徴と言えよう。

図-3.3.2.6は、図-3.3.2.5の各鋼材に対応する桁中央断面圧縮フランジ部での相当応力度-相当歪曲線を示す。図中の破線は本解析で仮定した歪硬化曲線である。図より、LYR鋼使用桁の場合、終局状態に至る過程で歪硬化領域に入っている様子が伺える。

図-3.3.2.7は、LYR鋼使用桁について、塑性棚歪量 ( $\epsilon_{pl}$ ) を変化させて検討した結果の一例である。

ここでは、 $\epsilon_{pl}=0.00\%$ 、 $0.27\%$ 、及び $2.00\%$  (SS400鋼相当) とした。図より、 $\alpha \geq 1.0$  においては塑性棚歪量の影響はほとんど見られない。しかし、 $\alpha \leq 1.0$  では $\alpha$ が小さくなる程塑性棚の無い、即ち、弾性域から直ちに歪硬化域に入る場合が最も高い耐荷力を示し、次いで、 $0.27\%$ 、 $2.00\%$  の順となった。これより、LYR鋼を開発する場合、塑性棚を無くした方が歪硬化による桁耐荷力の向上が期待できる事を勘案すべきであろう。

#### v) あとがき

降伏強度を越える設計基準強度の可能性と言う観点から、LYR鋼使用桁耐荷力に関する検討を行った。LYR鋼使用桁は他鋼材使用桁に比較してわずかではあるが耐荷力の向上が認められ、コンパクト断面を使用した場合にその特性を良く発揮することが解った。今後は、LYR鋼使用の各種断面桁耐荷力に関する載荷実験と溶接による残留応力度の実測資料が、設計基準確立のために必要である。

### 厚肉板桁の可能性<sup>3)</sup>

#### i) まえがき

現在多くの設計基準では、板桁構造に対する極限強度をフランジの局部座屈強度と部材の横ねじれ座屈強度の小さい方で規定しており、それらの連成の影響、フランジとウェブの幅厚比の組合せの影響、断面構成板幅厚比と桁部材細長比の組合せの影響、各種鋼材の影響、等の評価に関しては十分でない面が見受けられる。LYR鋼使用I形断面桁の横ねじれ座屈強度については前述のLYR鋼開断面桁の耐荷力特性について<sup>1)</sup>で検討されている。その結果、塑性強度断面を使用することにより、LYR鋼の低降伏比の特性を桁極限強度に反映させることが出来ると言う結論を得た。そこで、いかなる断面構成にすれば塑性強度断面を確保することが出来るかと言った問題に対する基礎的な資料を提供する為に、断面構成板の幅厚比及び桁部材細長比を各種変化させて、溶接I形断面桁の極限強度を立体的板構造に対する弾塑性有限変位解析法によって数値解析し、LYR鋼厚肉板桁構造の可能性について探った。

#### ii) 解析法及び解析モデル

ここでは、板厚面でのせん断歪を考慮したアイソパラメトリックシェル要素モデルによる弾塑性有限変位理論に基づいた数値解析法<sup>7)、8)</sup>を用いた。解析式はUpdated Lagrangian法による増分理論に基づいて定式化し、材料はVon Misesの降伏条件式及びPrandtl-Reussの塑性流れ理論に従うものとした。数値解析では、変位増分で曲げを与え、Newton-Raphson法に基づいて収束計算を行った。解析モデルは図-3.3.2.8に示すような二軸対称I形断面曲げ部材とし、桁の対称性を考慮してL/2のみを解析した。又、元撓みは、道路橋示方書に規定されている制作誤差の最大許容値L/1000をスパン中央で有するsin半波形状を面外方向に考慮した。解析で使用したパラメータを表-3.3.2.1に示す。表中、 $\lambda_f$ 、 $\lambda_w$ 、 $\lambda_g$ はフランジとウェブの幅厚比パラメータ及びI形断面桁の横ねじれ座屈に対する細長比パラメータで、それぞれ次式による。

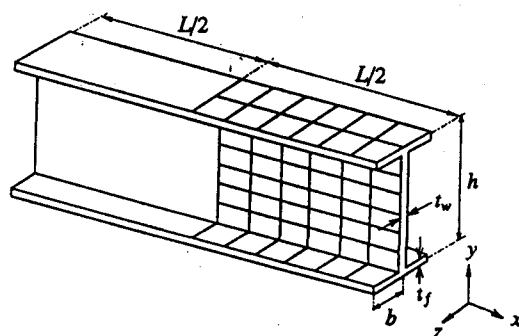


図-3.3.2.8 解析モデル

$$\lambda_f = \frac{b}{t_f} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_Y}{0.425\pi^2 E}}, \quad \lambda_w = \frac{h}{t_w} \cdot \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_Y}{23.9\pi^2 E}}, \quad \lambda_g = L \cdot \sqrt{\frac{(A_f + A_w/6)\sigma_Y}{\pi^2 E I_f}}$$

ここに、 $\sigma_y$ は鋼材の降伏応力度である。使用鋼材としてLYR鋼の他に、比較の為にSS400鋼とSM568鋼についても検討した。各鋼材の材料特性を表-3.3.2.1に示す。

表-3.3.2.1 各鋼材の材料特性

Steel Grade	SS 41	LYR	SM58
$\sigma_y$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	2400	4310	4600
$E$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	$2.1 \times 10^6$	$2.09 \times 10^6$	$2.1 \times 10^6$
$\epsilon_{st}$ (%)	1.77	0.48	0.22
Strain Hardening Curve $\left(\frac{\sigma}{\sigma_y}\right)$	$0.480 \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y}\right)^{0.268}$	$.894 \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_y}\right)^{0.132}$	$E_s(\epsilon - \epsilon_y) / \sigma_y + 1$ where $E_s = 27400 \text{ kgf/cm}^2$

iii) 断面及び構造区分と崩壊区分

板要素幅厚比で評価される断面区分及び桁部材細長比で評価される構造区分と板桁構造の崩壊区分との関係を検討するために、表-3.3.2.2に示した様な断面区分<sup>2)</sup>を考慮した。即ち、断面区分A=フランジ板要素の局部座屈強度で桁強度が決まる；断面区分B=ウェブ板要素の連成局部座屈強度で桁強度が決まる；断面区分C=フランジとウェブ板要素の連成局部座屈強度で桁強度が決まる；断面区分D=部材の横ねじれ座屈強度で桁強度が決まる、である。強度設計におけるI形断面の断面区分については、フランジとウェブについてそれぞれ個別の板要素強度に基づいて規定した設計基準が大半であり、両者の連成及び厚肉板による拘束等の影響は明確ではないが、一例としてDIN18800による設計基準断面区分も表-3.3.2.2中に示した。即ち、断面区分1=塑性設計法適用断面；断面区分2=一断面塑性限界適用断面；断面区分3=降伏強度適用断面；断面区分4=局部座屈強度適用断面、である。同表中、( )内に示した値は降伏応力度で無次元化した個別板要素の強度<sup>2)</sup>及び鋼指による曲げ圧縮強度で、記述のないものは全て1.00である。又、表中の崩壊区分欄に示した記号は、F=フランジ板要素の局部座屈、W=ウェブ板要素の局部座屈、O=桁部材の横ねじれ座屈、+=連成座屈、をそれぞれ示す。同表より、崩壊様式は、断面構成板要素の局部座屈が崩壊の主要因である場合、断面構成板要素の連成局部座屈が崩壊の主要因である場合、断面構成板要素の局部座屈と桁の横ねじれ座屈の連成座屈が崩壊の主要因である場合、桁の横ねじれ座屈が崩壊の主要因である場合に、それぞれ区分され

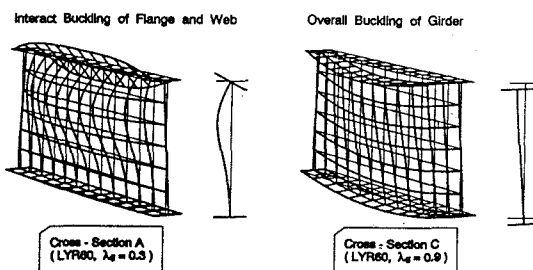


図-3.3.2.9 崩壊様式の代表例

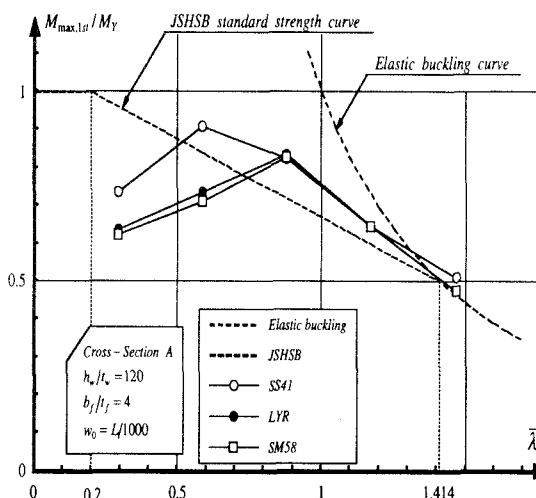


図-3.3.2.10 無次元耐荷力と換算細長比パラメーターの関係

表-3.3.2.2 断面及び構造区分と崩壊区分

Section	Web Plate			Flange Plate			Sectional Division DIN1800	Classification of Buckling				
	h/tw	Grade	$\lambda_w$	b/tf	Grade	$\lambda_f$		$\lambda_g=0.3$ (0.96)	$\lambda_g=0.6$ (0.84)	$\lambda_g=0.9$ (0.71)	$\lambda_g=1.2$ (0.59)	$\lambda_g=1.5$ (0.46)
Division -A	152	SS41	1.11 (0.92)	16	SS41	0.87 (0.87)	4	F+W	O+F+W	O+W	O	O
	110	SM58	1.11 (0.92)		SM58	1.21 (0.70)	4	F+W	O+F+W	O+F+W	O+F+W	O+W
	120	LYR60	1.17 (0.89)		LYR60	1.17 (0.72)	4	F+W	O+F+W	O+F+W	O+F+W	O
Division -B	120	SS41	0.87	8	SS41	0.44	3	O+F+W	O+F+W	O+W	O+W	O
					SM58	0.60	4	F+W	O+F+W	O+F+W	O+W	O
					LYR60	0.58	4	F+W	O+F+W	O+F+W	O+F+W	O
		SM58	1.21 (0.87)	4	SS41	0.22	3	W	O+W	O+W	O+W	O+W
					SM58	0.30	4	W	W	O+F+W	O+F+W	O+F+W
LYR60	0.29	4	W	O+W	O+F+W	O+F+W	O+F+W	O+F+W				
Division -C	60	SS41	0.44	4	SS41	0.22	1	O+F+W	O+W	O	O	O
		SM58	0.60		SM58	0.30	1-2	O+F+W	O+F+W	O+W	O	O
		LYR60	0.58		LYR60	0.29	1	O+F+W	O+W	O	O	O
Division -D	30	SS41	0.22	4	SS41	0.22	1	O	O	O	O	O
		SM58	0.30		SM58	0.30	1	O+W	O	O	O	O
		LYR60	0.29		LYR60	0.29	1	O+W	O	O	O	O

Note:  $\lambda_w, \lambda_f, \lambda_g$ =slenderness ratio parameter of web, flange and girder; ( )=ultimate strength of individual element; F, W=local buckling of flange, web plate; O=overall buckling of plate girder; +=interaction buckling.

る。しかし、その大半は連成座屈であることが解る。崩壊様式の代表的な例を図-3.3.2.9に示す。これらの崩壊に至る過程では、板挙動、互いの板要素による拘束及び連成、桁部材挙動等が相互に作用し合って外力に抵抗し、終局状態に至る。従って、こうした相互作用の影響をいかに取り扱うかの検討が必要であろう。極限強度と横ねじれ座屈に対する細長比パラメータとの相関関係を、薄肉断面として設計される区分Aについて図-3.3.2.10に、厚肉コンパクト断面として評価される区分Dについて図-3.3.2.11に、それぞれ示す。部材細長比が小さい場合、当然のこととして、薄肉断面の場合は塑性限界に至る以前に局部座屈が卓越して崩壊に至り、厚肉断面の場合は部材の横ねじれ座屈が卓越して崩壊に至っている。厚肉コンパクト断面桁では塑性強度が期待され、LYR鋼が僅かに他の鋼材より勝ることが解る。区分D断面を有する桁中央部での曲げモーメントと曲率の関係を図-3.3.2.12に示す。図より、LYR鋼厚肉コンパクト断面は極めて良好な変形能を有すると言える。

iv) あとがき

板桁の強度は、フランジとウェブの幅厚比パラメータ及び桁部材の横ねじれ座屈に対する細長比パラメータの影響を受ける。従って、これらの相互作用の影響をいかに取り扱うかの検討が必要であろう。強度及び変形能の観点からすれば、LYR鋼厚肉板桁は高性能を有しており、可能性は十分にあると思われる。

### (3) LYR鋼パネル強度の構成式評価<sup>9)</sup>

i) まえがき

近年、我国で高機能鋼の一つとして降伏後の塑性棚を有し、ひずみ硬化による強度の向上が期待できる低降伏比高張力鋼(LYR鋼)が開発され実用化への検討が望まれている。しかし、LYR鋼を用いた構造部材の終局強度特性に関しては、直線梁及び直板要素について二、三の研究例<sup>1), 3)</sup>が見られるだけで、円筒シェルパネル要素に関する研究はほとんどなく本分野についてはまだ解明されていないのが現状である。そこで、本研究ではLYR鋼を用いた円筒シェルパネル要素の終局強度特性を明らかにするため、初期たわみ、残留応力度及びひずみ硬化を有する円筒シェルパネル要素に面内曲げと圧縮力が作用した場合の弾塑性有限変位解析を行い、その解析結果を用いて、実用に便ならしめるための終局強度簡易算定式の提案を行った。

ii) 解析方法

解析では初期たわみ、残留応力度及びひずみ硬化の影響を同時に考慮して、図-3.3.2.13に示すような円筒シェルパネル要素の終局強度を解明するため、円筒シェルパネル要素をアイソパラメトリックシェル要素でモデル化し、弾塑性有限変位理論に基づいて解析を行った。アイソパラメトリックシェル要素では、厚板も対象とすることから、板厚面でせん断ひずみも考慮した。ただし、中

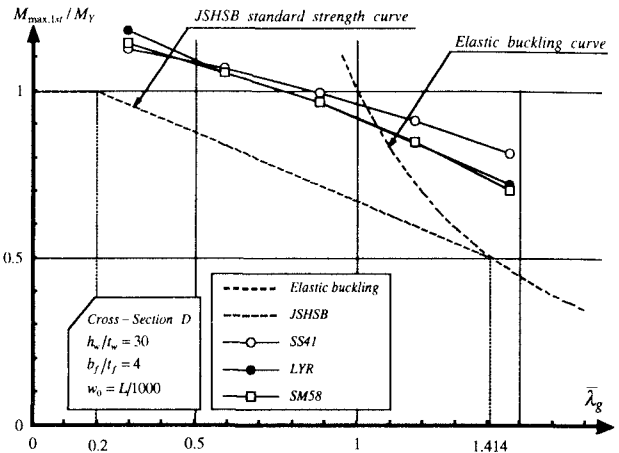


図-3.3.2.11 無次元耐荷力と換算細長比パラメータの関係

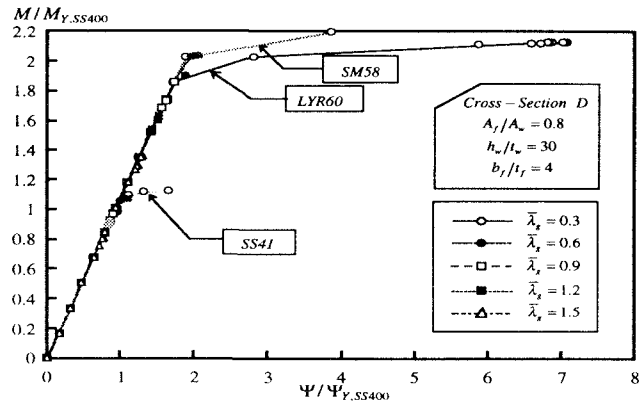


図-3.3.2.12 曲げモーメントと曲率の関係

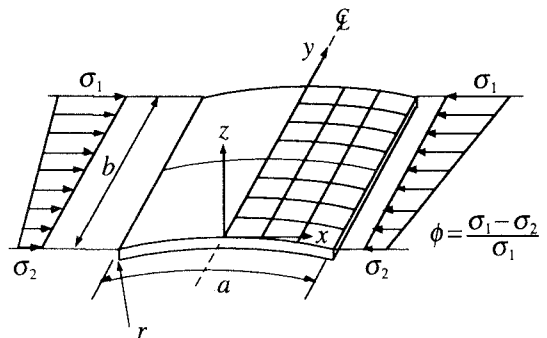


図-3.3.2.13 円筒シェルパネル要素解析モデル

中央法線方向の直ひずみは無視した。幾何学的非線形挙動はUpdated Lagrangian法による増分理論を用いて評価した。材料非線形挙動はVon-Misesの降伏条件及びPrandtl-Reussの塑性流れ理論に従い、解析対象の材料は等方等質材料で、ひずみ硬化則及び線形除荷則に従うものとした。

iii) LYR 鋼円筒シェルパネル要素の終局強度特性

本解析では純圧縮( $\phi=0$ )、純曲げ( $\phi=2$ )及び曲げと圧縮( $\phi=1$ )の3つの荷重ケースについて、LYR鋼の他に、比較の為SS400鋼及びHT784鋼の3鋼種円筒シェルパネル要素についてパラメトリック解析を行った。解析に用いたパラメーターは、降伏応力度 $\sigma_y$ 、曲率パラメーター $a/r$ 、応力勾配 $\phi$ 、幅厚比パラメーター $R$ 、圧縮残留応力度比 $\sigma_{rc}/\sigma_y$ 及び引張残留応力度比 $\sigma_{rt}/\sigma_y$ の6個で、それぞれの解析パラメーター及びその変動範囲を表-3.3.2.3に示す。境界条件は、面外変形に対して周辺単純支持とし、非荷重辺の面内境界条件は自由とした。初期たわみは正弦一次波形とし、残留応力度分布は荷重方向及び板厚方向に一定値を持つ矩形分布として導入した。なお、相当応力-相当ひずみ関係は、図-3.3.2.14に示すような単軸試験結果から提案されたモデルを用いた。

図-3.3.2.15に解析法の一例として、曲率パラメーター $a/r=0.025$ の場合の終局強度と幅厚比パラメーターの関係を、純圧縮を受ける各鋼種の円筒シェルパネル要素について示す。なお、幅厚比パラメーター $R$ は次のように定義される。

$$R = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{K}} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{b}{t} \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 $K$ は座屈係数である。LYR 鋼円筒シェルパネル要素では、幅厚比パラメーターが小さい程SS400鋼と比較して強度の上昇がみられる。これは、LYR 鋼円筒シェルパネル要素では、降伏後のおどり場が短く、従って厚板になるほどひずみ硬化の影響が顕著に現れることによると考えられる。

次に曲率パラメーター $a/r$ を0.0、0.01、0.025、0.05と変化させた場合の終局強度と幅厚比パラメーターの関係を、純圧縮を受けるLYR 鋼円筒シェルパネル要素の場合について図3.3.2.16に示す。図から明らかなように、曲率パラメーターが大きくなるにつれ終局強度が低下している。なお、純曲げ及び曲げと圧縮を受ける場合についても同様な傾向を示した。

iv) 終局強度の簡易算定式の提案

パラメトリック解析結果に基づいて、種々の縁応力を受ける円筒シェルパネルの終局強度簡易算定式の提案を行っ

表-3.3.2.3 解析パラメータ及びその変動範囲

Parameter	Symbol	Range of values		
		LYR	SS41	HT80
Yield stress	$\sigma_y$	4,310	2,400	7,590
Shell curvature angle	$a/r$	0.0, 0.01, 0.025, 0.05		
Stress inclination	$\phi$	0, 1, 2		
Modified panel slenderness	$R$	0.3, 0.4, 0.5, ..... , 1.4, 1.5		
Residual stress	$\sigma_{rc}/\sigma_y$	LYR	0.3	
		SS41	0.4	
		HT80	0.112	
	$\sigma_{rt}/\sigma_y$	LYR	1.0	
		SS41	1.0	
		HT80	0.6	
Aspect ratio	$a/b$	0.5		
Initial imperfection	$w_0$	$b/150$		

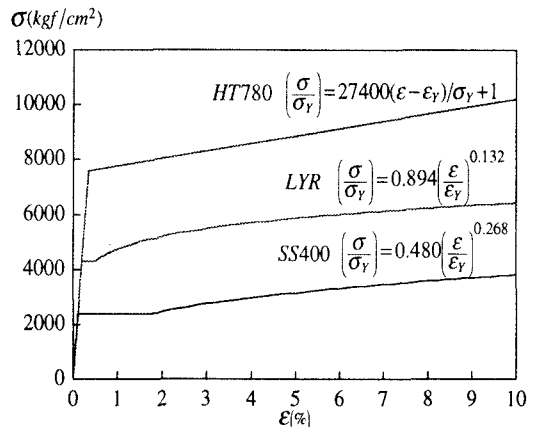


図-3.3.2.14 相当応力-相当ひずみ関係

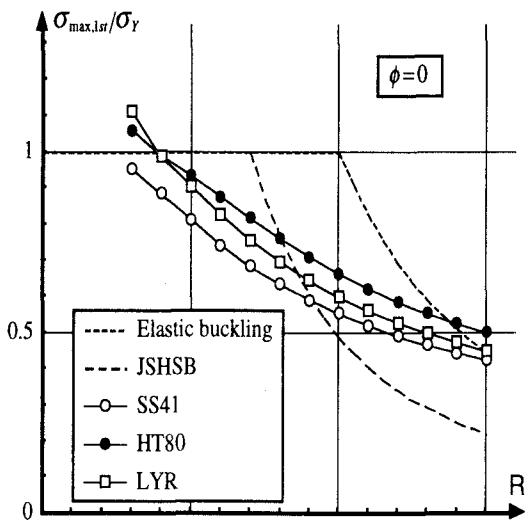


図-3.3.2.15 耐荷力と幅厚比パラメーターの関係 (純圧縮の場合)

た。簡易算定式を誘導するにあたり、まず初めに純圧縮を受ける円筒シェルパネルについて、解析で得られた終局強度と幅厚比パラメータの関係性を最小二乗法を用いて近似曲線を求めた。解析結果を種々の関数を用いて近似した結果、べき乗近似により精度の良い一致を得たので、本研究ではこれを近似曲線として採用した。次に、円筒シェルパネルの終局強度は曲率の増加に伴って低下するので、その影響は限界幅厚比パラメータを曲率パラメータ  $a/r$  の関数で表すことにより考慮した。一方、応力勾配の強度に及ぼす影響は、応力勾配の有る場合の円筒シェルパネルの幅厚比を応力勾配が  $\phi=0$  の場合と比較して

$f_0 = (R_{cr}/R_{cr,c})\sqrt{K/K_c}$  倍できるものと見なして考慮することにした。以上の考察より、ここで採用したパラメータの範囲内で、残留応力度と初期たわみを有する円筒シェルパネルに種々の縁応力が作用した場合の終局強度簡易算定式として、次式を提案する。

$$\frac{\sigma_{\max,1sr}}{\sigma_y} = \left(\frac{R_{cr}}{R}\right)^n \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\text{ここで、 } R_{cr} = f_0 R_{cr,c} \sqrt{\frac{4}{K}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

SS400 鋼 :

$$\left. \begin{aligned} n &= 0.6, R_{cr,c} = 0.401 - 1.30(a/r) \\ f_0 &= 1 + 0.406\phi + 0.703\phi^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4.a,b,c)$$

HT784 鋼 :

$$\left. \begin{aligned} n &= 0.6, R_{cr,c} = 0.529 - 1.37(a/r) \\ f_0 &= 1 + 0.550\phi + 0.494\phi^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5.a,b,c)$$

LYR 鋼 :

$$\left. \begin{aligned} n &= 0.67, R_{cr,c} = 0.492 - 1.23(a/r) \\ f_0 &= 1 + 0.440\phi + 0.533\phi^2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (6.a,b,c)$$

$R_{cr,c}$  は純圧縮を受ける円筒シェルパネルの限界幅厚比パラメータである。終局強度簡易算定式の適用範囲は、 $\phi=0$  の場合は  $0.6 \leq R \leq 1.5$  であり、 $\phi \neq 0$  の場合は  $0.5 \leq R \leq 1.5$  とした。ここで提案した円筒シェルパネルの終局強度簡易算定式と解析結果との比較の一例を、曲率パラメータ  $a/r=0.025$  の SS400 鋼の場合について図-3.3.2.17 に、及び LYR 鋼の場合について図-3.3.2.18 に、それぞれ示す。尚、応力勾配を有する場合の幅厚比パラメータを、補正係数  $f_0$  を用いて純圧縮を受ける円筒シェルパネルに換算して示してある。これらの図からも明かなように、本簡易算定式は強度を適用範囲において精度良く評価していると言えよう。

v) あとがき

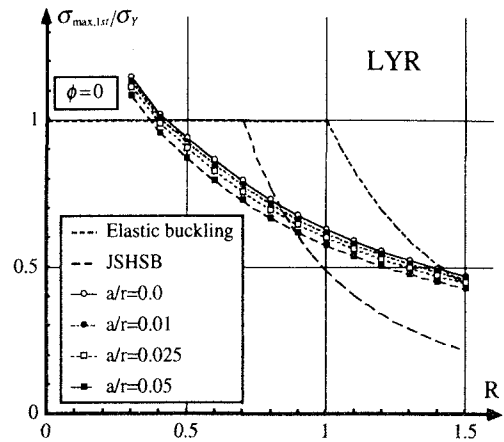


図-3.3.2.16 耐荷力と幅厚比パラメータの関係 (応力勾配を有する場合)

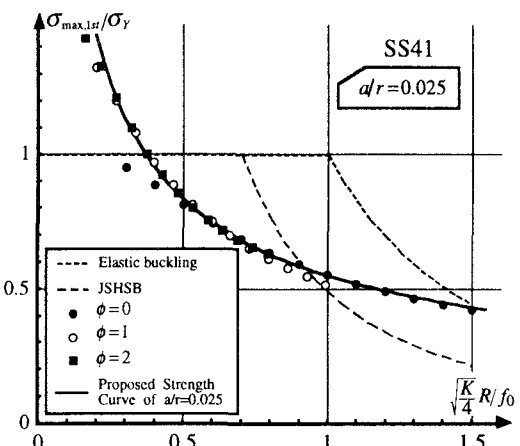


図-3.3.2.17 簡易算定式の結果と解析結果の比較

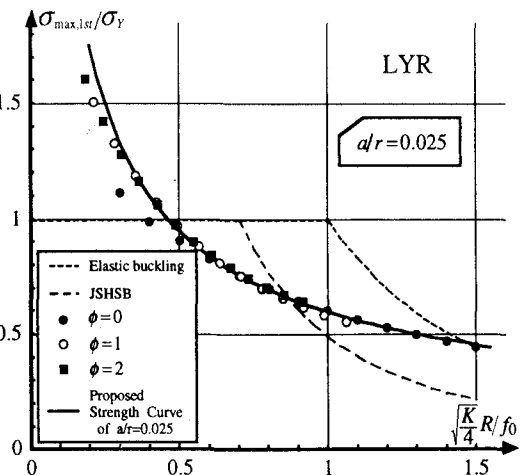


図-3.3.2.18 簡易算定式の結果と解析結果の比較



残留応力度及び初期たわみを有する円筒シェルパネルに種々の縁応力が作用した場合の材料のひずみ硬化を考慮した終局強度簡易算定式を提案した。今後は、突縁板等の強度評価を行う必要があろう。

#### (4) 連性座屈簡易評価法<sup>10)、11)、12)</sup>

##### i) まえがき

薄肉鋼桁部材の強度は、初期不整、部材を構成する鋼板要素の幅厚比及び桁の細長比パラメーターの大きさによって主に定まり、崩壊様式には断面の塑性化、構成鋼板要素の局部座屈、桁の全体座屈（横倒れ座屈）及びそれらの連成座屈モードがある。解析においてそれらの終局挙動を厳密に評価することは、非常に手数がかかる。そこで、鋼構造部材の終局挙動を構成鋼板の局部座屈の影響を考慮して求める方策として、種々の近似解法が提案されている。これらの近似解法の中で最近注目されている高精度解法として、純圧縮力が作用する構成鋼板要素の平均応力-平均ひずみ曲線を弾塑性有限変位解析であらかじめ求め、それを構成鋼板要素の応力-ひずみ曲線と見なし、これを用いて極限強度解析を行うことにより構成鋼板の局部座屈の影響を評価する方法がある。しかし、従来の近似解法では、応力勾配を有する構成鋼板（腹板等）の取扱いが明確でなく、又、曲率を有する構成鋼曲板の構成式が与えられていないなど十分に検討されていないのが現状である。そこで、初期たわみ及び残留応力を有する鋼板要素に面内圧縮力と曲げが作用した場合の弾塑性有限変位解析結果に基づいて、構成鋼板要素の局部座屈を考慮した構成式（修正応力-ひずみ曲線）を導出し、これを用いて鋼桁部材の極限強度解析を行い、一例として鋼曲線箱桁の静的耐荷力実験結果との比較検討を行った。

##### ii) 解析法

鋼桁部材を梁要素でモデル化し、材料非線形挙動（引張領域）、構成鋼板の局部座屈挙動（圧縮領域）及び幾何学的非線形挙動を考慮し、更に、ずり変形の影響<sup>12)</sup>も考慮して弾塑性有限変位解析を行った。解析では、更新ラグランジ法による増分理論に基づいて定式化を行い、材料は等方硬化弾塑性体とし、Von Misesの降伏条件及びPrandtl-Reussの塑性流れ理論に従うものとした。尚、数値解析では、荷重増分法を用い、Newton-Raphson法による逐次収斂計算を行い、解が十分に収束していることを確認した。比較のため、構成鋼板要素の局部座屈の影響を考慮した解析法の他に、構成則として材料試験で得られた応力-ひずみ関係のみを用いる解析法についても計算を行った。

##### iii) 局部座屈の影響を考慮した構成鋼板の構成式

局部座屈の影響を考慮したSS400材構成鋼板の修正応力-ひずみ曲線を、種々の縁応力を受ける構成鋼板の弾塑性有限変位解析結果<sup>3)</sup>に基づいて、図-3.3.2.19に示すように、局部座屈発生前は線形とし、局部座屈発生後は剛性を低減させることにより後座屈強度を評価し、最大圧縮強度に達した後は完全無剛性型として定義した。即ち、

$$\left. \begin{aligned} 0 \geq \varepsilon > -\varepsilon_k & ; E_T = E, \\ -\varepsilon_k > \varepsilon \geq -2\varepsilon_Y & ; E_T = \alpha_h E, \alpha_h = \sigma_Y / (2\sigma_Y - \sigma_{\max} + \sigma_{rc}), \\ -2\varepsilon_Y > \varepsilon & ; E_T = \alpha_s E, \alpha_s = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots(1)$$

ここで、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{\max} / \sigma_Y &= (R_{cr,c} / R_{eq})^{0.6}, R_{cr,c} = 0.401 - 1.3(a/r) \\ R_{eq} &= \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{4}} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \frac{b}{t_{eq}}, t_{eq} = f_0 t \\ f_0 &= 1 + 0.406\phi + 0.703\phi^2, \phi = (\sigma_1 - \sigma_2) / \sigma_1 \end{aligned} \right\} \dots\dots(2)$$

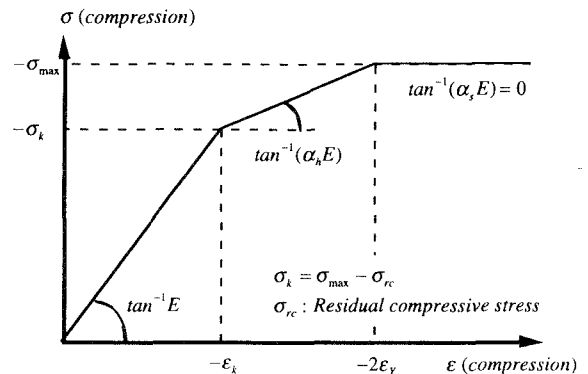


図-3.3.2.19 修正応力-歪曲線

尚、純圧縮が作用する場合で、 $0.2 \leq R < 0.6$ ならば；

$$\sigma_{\max} / \sigma_Y = 2.5(\bar{\sigma}_{0.6} - 1)R_{eq} - 0.5\bar{\sigma}_{0.6} + 1.5; \bar{\sigma}_{0.6} = (R_{cr,c} / 0.6)^{0.6} \dots\dots(3)$$

表-3.3.4 断面諸量

Radius	Central Angle	Area of Cross Section	Moment of Inertia	St. Venant's Torsional Constant	Distortional Warping Constant
$R(m)$	$\alpha(deg.)$	$A(cm^2)$	$I(cm^4)$	$J(cm^4)$	$I_{dw}(cm^6)$
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)
12	30	$0.141 \times 10^3$	$0.121 \times 10^6$	$0.325 \times 10^5$	$0.907 \times 10^7$

表-3.3.5 材料試験結果

Plate Components	Thickness		Yield Stress		Tensile Strength	
	$t(mm)$		$F_y(MPa)$		$F_u(MPa)$	
(1)	M-3	M-5	M-3	M-5	M-3	M-5
(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(7)
Flange	9.1	9.0	349	290	460	422
Web & Diaphragm	6.1	6.1	332	335	467	448

式(2)及び式(3)は種々の縁応力を受ける構成鋼板要素の実用強度算定式であり、曲板要素において曲率の影響は限界幅厚比パラメーター  $R_{cr,c}$  で、応力勾配  $\phi$  の影響は幅厚比補正係数  $f_0$  で考慮されている<sup>7)</sup>。

カ) 実験概要

提案した解析法の妥当性を確認するために、高い桁高を有する鋼曲線箱桁2体(MODEL M-3, M-5)について静的耐荷力実験を行い、解析結果との比較を行った。実験に用いた供試体は、曲率半径12m、中心角30°であり、供試体の断面形状及び諸量を図-3.3.2.21及び表-3.3.2.4に示す。尚、MODEL M-3桁は中間ダイアフラムを3枚、M-5桁は5枚、それぞれ等間隔に配置した。荷重は一点集中荷重としてスパン中央に載荷した。表-3.3.2.5に材料試験の結果(平均値)を示す。

キ) 解析結果

荷重-変位曲線について、解析で得られた結果と実験結果との比較をMODEL M-3桁について図-3.3.2.22に、MODEL M-5桁について図-3.3.2.23にそれぞれ示す。図中には本提案解析法による結果(Proposed)の他に、比較のため材料非線形挙動として塑性化の影響のみを考慮した解析結果(Referred)も示した。これらの図において、縦軸は作用荷重を降伏荷重  $P_y$  で無次元化して示してあり、横軸はたわみをスパン長  $L$  で無次元化して示してある。降伏荷重がMODEL M-3桁とM-5桁で異なっているが、これは表-3.3.5に示したように、フランジを構成している鋼板の降伏応力度がMODEL M-3桁とM-5桁で異なっていることに起因している。実験で得られた最大荷重は、MODEL M-3桁が  $P_{max} = 0.97 P_y$ 、M-5桁が  $P_{max} = 1.11 P_y$  であり、中間ダイアフラムの配置が少ない場合には断面変形の影響で耐荷力が低下している。又、実験結果では初期載荷段階から非線形挙動を示しているが、これはウェブの面外変形による影響と考えられる。

本提案解析結果では、MODEL M-3桁の終局荷重は  $P_{max} = 1.02 P_y$ 、MODEL M-5桁が  $P_{max} = 1.10 P_y$  と評価しており、終局強度について本提案解析法による結果と実験結果を比較すると、その差はMODEL M-

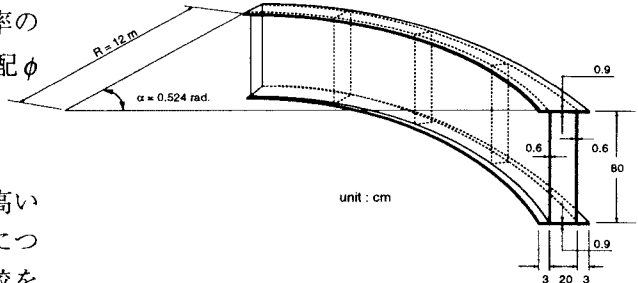


図-3.3.2.20 供試験体の断面形状及び諸元

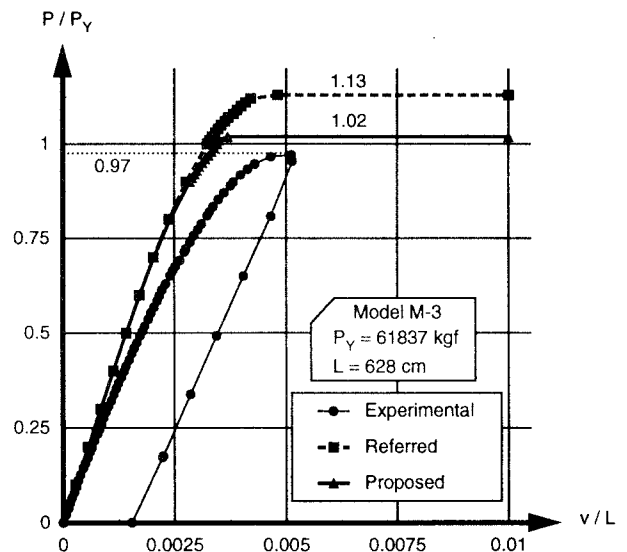


図-3.3.2.21 荷重-変位曲線 (MODEL M-3)

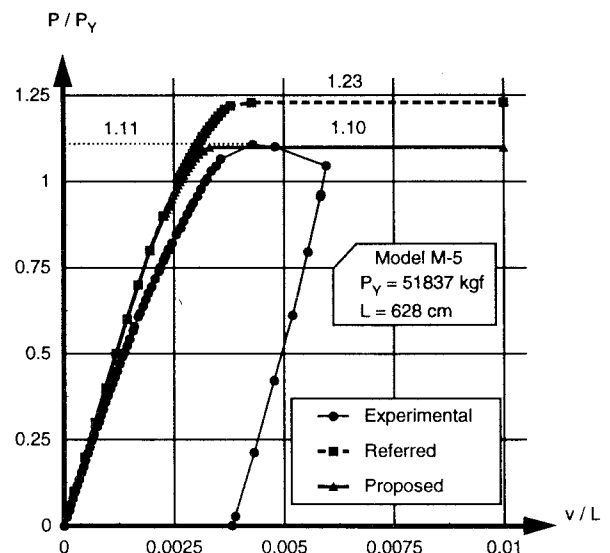


図-3.3.2.22 荷重-変位曲線 (MODEL M-5)

3桁で5%、MODEL M-5桁で1%である。従って、本解析手法は構成鋼板の局部座屈の影響を考慮した桁の耐荷力の算定及び桁の変形挙動評価に対して、十分な精度を有していると思われる。

vi) あとがき

構成鋼板要素の局部座屈の影響を考慮した構成式を導出し、それを用いて鋼桁の耐荷力解析を行った。ここで提案した構成式を用いることによって、部材を構成している鋼板要素の局部座屈と全体座屈が連成する挙動も部材（梁要素）の耐荷力解析のみで評価することが可能である。

## (5) おわりに

弾塑性有限変位構造解析によるLYR鋼開断面梁の耐荷力検討、弾塑性有限変位アイソパラメトリックシェル要素解析によるLYR鋼パネル及びI桁連成座屈検討、更に、連成座屈強度簡易解析法に関する一提案を行った。得られた主なる結果を以下に示す。

1. LYR鋼種が薄板断面梁強度に及ぼす影響は小さい。厚板断面梁では若干強度上昇をもたらし、特に、座屈パラメータが0.5程度以下の範囲で、その傾向が強い。
2. LYR鋼使用梁は、SS400材やSM570材と比較して、より大きい変形能を示す。
3. 厚板断面梁で且つ座屈パラメータが0.5程度以下の場合、塑性棚が短いLYR鋼程、耐荷及び変形能が上昇する。
4. 鋼板座屈を幅厚比パラメータのべき関数で表わし、関数中の各係数を鋼種別に規定すれば、鋼材構成式に板座屈を精度良く考慮出来ることを示した。
5. 弾塑性有限変位構造解析に上記の鋼材構成式を組み込むことにより、連成座屈を簡便に且つ精度良く解析出来ることを、載荷実験により確認した。

## 参考文献

- 1) 下里・矢吹・有住 : LYR鋼開断面桁の耐荷力特性について、土木学会第48回年講概要集第1部、1993. 9、pp 572~573.
- 2) Fukumoto, Y., Itoh, Y., and Kubo, M. : Strength Variation of Laterally Unsupported Beams, Journal of Structural Engineering, ASCE, 1980.
- 3) 矢吹・有住 : LYR鋼厚肉板桁の可能性、土木学会第49回年講概要集第1部、1994. 9、pp 130~131.
- 4) 矢吹・有住 : 鋼I形梁部材の強度評価に関する一考察、土木学会第50回年講概要集第1部、1995. 9、pp 572~573.
- 5) Yabuki, Arizumi, Shimozato, and Nagamine : Buckling Modes of Plate-Girders Curved in Plan, Journal of Structural Eng. and Earthquake Eng., JSCE, No.519/I-32, 1995, pp.51~56.
- 6) Yabuki, Arizumi, Vinnakota : Mutual Influence of Cross-Sectional and Member Classifications on Stability of I-Beams, Proc. of International Conference on Structural Stability and Design, Sydney, 1995, pp.125~134.
- 7) Yabuki, Arizumi, Yashiro : Ultimate Strength and its Practical Evaluation of Cylindrical Steel Shell Panels under Various Compression, Journal of Structural Eng. and Earthquake Eng., JSCE, No.489/I-27, 1994, pp.37~47.
- 8) 矢吹・有住・八代 : 圧縮と曲げを受ける円筒パネルの極限強度に関する解析的検討、日本土木学会、構造工学論文集、Vol. 41、1995、pp. 337~348.
- 9) 宮城・矢吹・有住 : LYR鋼円筒シェルパネルの強度評価、土木学会第49回年講概要集第1部、1994. 9、pp 160~161.
- 10) 有住・矢吹 : 薄肉鋼桁の連成座屈強度評価について、土木学会第50回年講概要集第1部、1995. 9、pp 576~577.
- 11) Yabuki, Arizumi, Vinnakota : Strength of Thin-Walled Box Girders Curved in Plan, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.121/No.5, 1995, pp.907~915.
- 12) 有住・矢吹 : 腹板局部座屈とずり変形を考慮した鋼曲線箱桁の終局強度解析、日本鋼構造協会、鋼構造論文集、Vol. 2 /No. 7、1995、pp. 27~38.

### 3. 4 極低降伏点鋼

#### 3. 4. 1 機械的性質

##### (1) 概 要

地震や風の履歴型の振動エネルギーを特定の構造部材に吸収させる制振工法が盛んに研究されている。建築分野においては柱や梁に積層合成材として、また主架構とは別のブレースや間柱に、さらには、架構の一部に極軟鋼を組み込み、これらの部材を積極的に降伏させることによって効率よく地震動のエネルギーを吸収させ応答変位を抑えることによって主要構造部材の損傷を生じさせないようにすることが行われている<sup>1)・2)・3)</sup>。この場合、従来の軟鋼より一層降伏点が低く伸び延性が大きい鋼材が必要となり、降伏し易く塑性変形能力の高い極低降伏点鋼が開発された。この鋼材を用いた吸振装置を開発するために材料実験を行うことにより鋼材の繰返し塑性履歴特性を明らかにすると同時に、西村・小野・池内の構成則<sup>4)</sup>の材料定数を定め、その適用性を検討する。

##### (2) 材料定数を決定するための実験

鋼材の繰返し塑性履歴に関する構成則は 3.2.1に示した通り12個の材料定数を用いて表現される。これらの定数を決定し極低降伏点鋼の繰返し塑性履歴特性を明らかにするため、材料実験を行った。また、構成則は真応力－塑性ひずみの関係として定義されているため、実験データはすべて真応力と塑性ひずみに変換して表示する。

##### 1) 実験供試体と実験装置

本実験は一軸状態での繰返し圧縮引張実験であるので実験供試体の平行部の長さが直径に比べて長すぎると圧縮時に座屈する可能性があり、逆に短すぎると端部の拘束効果により一軸状態が乱され、ひずみの分布が一樣でなくなる可能性がある<sup>5)</sup>など圧縮時が問題

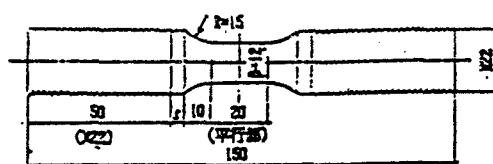


図3.4.1 実験供試体

となることが多い。そのため、通常圧縮試験においては実験供試体の長さとの直径の比を普通1.5～2.0、WES<sup>6)</sup>における低サイクル疲労試験片は2.0としているので、実験供試体の形状として図3.4.1に示すような中実で丸棒のものとした。実験装置には島津製作所サーボパルサー試験機（EFH-UB10-20L）を用いた。試験片を治具にねじ込み固定して実験を行った。荷重は試験機に内蔵されたロードセルによって測定し、ひずみは平行部に取り付けた伸び計（標点距離15mm）によって計測したが、単調載荷などの10%以上の大ひずみを測定しなければならない場合は、大ひずみゲージを併用することとした。ひずみが10%程度に達するごとに伸び計を付け直すことによって、大ひずみゲージでも測定不可能な30%程度のひずみも測定出来るように工夫した。また、計測機からの信号は共和電業株式会社UCAM-10Aを通すことによって統一して管理した後、GPIBインターフェイスを介してコンピューターで測定結果を記録した。実験は変位制御によりひずみ速度を約 $5.0 \times 10^{-4} \text{sec}^{-1}$ に保って行った。

##### 2) 単調載荷実験

本研究室の構成則は単調載荷曲線を基本とした構成則であるので鋼材の単調載荷曲線を精度良くシミュレーションすることが非常に重要である。そこで図3.4.2に示すような単調引張実験を行い、弾性係数  $E$ 、降伏応力度  $\sigma_y$ 、ひずみ硬化開始ひずみ  $\epsilon^{p_{s1}}$ 、ひずみ硬化開始点での接線塑性係数  $E^{p_{s1}}$  を求めた。さらにこれらより単調載荷曲線に関する材料定数  $a$ 、 $b$  を求めた。た

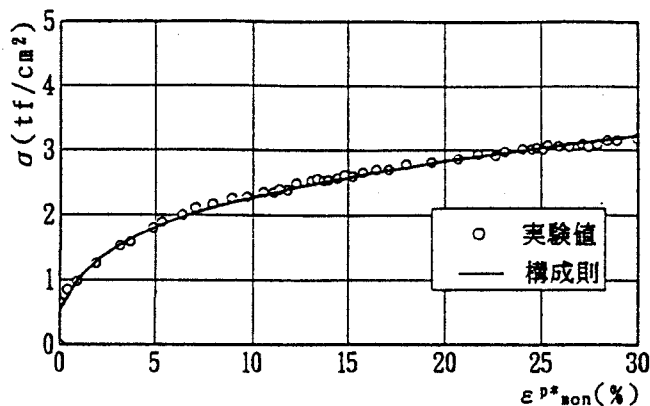


図3.4.2 単調載荷実験

だし、本実験においては明確な降伏棚が確認されなかったため、降伏応力度は原点から0.01%オフセット法によって決定した。図3.4.2の点を実験データを表し実線が求めた材料定数でシミュレーションを行った結果である。これより、シミュレーションが実験データを精度良く再現していることが分かる。

### 3) 弾性域の大きさを調べる実験

最大塑性ひずみ（累積塑性相当ひずみ）が増加していくにつれて、バウシinger効果により弾性域の長さが減少し、ある程度以上の繰り返し塑性履歴を受けると弾性域の大きさは一定値に収束することが明らかにされている<sup>4)</sup>。西村らの構成則では、この効果を考慮して弾性遷移領域を表現することができるように定式化されている。弾性遷移領域の材料定数  $c$ 、 $n$  を決定するために、ある最大塑性ひずみを生じるまで載荷した後荷重を反転し、圧縮側の弾性域が終わり塑性域に入ったと思われるところまで載荷、そしてまた荷重を反転するという繰り返し実験を行った。このデータをもとに最大塑性ひずみ  $\Delta \epsilon^{p_{max}}$  と弾性域の大きさ  $\kappa$  の関係を求めた。弾性域の大きさを決定するにあたり、除荷開始点からの0.01%オフセット法によって各除荷ループの弾性域の大きさ  $\kappa$  を求めた。他の鋼材<sup>4)</sup>では0.03%オフセット法を用いて弾性域を決定したが、極低降伏点鋼は降伏応力度が非常に低く非線形遷移領域の曲率が他の鋼材に比べて非常に大きいために0.03%オフセット法では弾性域と非線形域の境界を判別する条件として緩いと考え、0.01%オフセット法を採用した。それ故、降伏応力度も原点から0.01%オフセット法によって決定し、整合性をとった。図3.4.3の点を実験から得られた極低降伏点鋼の  $\Delta \epsilon^{p_{max}}$  と  $\kappa / \kappa_0$  との関係を表し、実線が求めた材料定数による回帰曲線である。

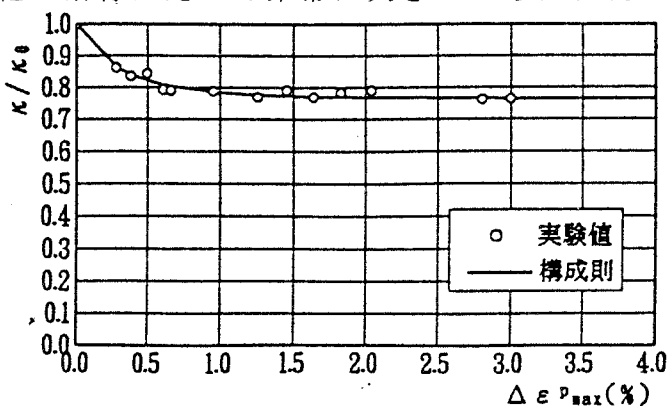


図3.4.3  $\Delta \epsilon^{p_{max}}$  と  $\kappa / \kappa_0$  の関係

### 4) 両振り実験

西村らの構成則において非線形遷移領域を表現する式には非線形遷移領域の長さを決定するための定数  $d$ 、 $e$  と曲率を決定するための定数  $f$ 、 $g$  が含まれる。

これらの定数を求めるために原点を中心に与える正負のひずみを漸増する両振り実験を行った。鋼材の単調載荷曲線上の塑性ひずみ  $\varepsilon^p_{m,n}$  と遷移領域の塑性ひずみの大きさ  $\Delta\varepsilon^p$  の関係を調べたものを図3.4.4に点で、 $c$ 、 $n$ による回帰曲線を実線で示す。非線形遷移領域の曲率  $m$  を表現する材料定数  $f$ 、 $g$  についても同様にしてひずみ硬化開始点を原点とした単調載荷曲線上の塑性ひずみ  $\varepsilon^p_{m,n}$  と曲率  $m$  の関係を調べたものを図3.4.5に点で、 $f$ 、 $g$  による回帰曲線を実線で示す。

以上の実験より求められた極低降伏点鋼の材料定数を表3.4.1にまとめて記す。

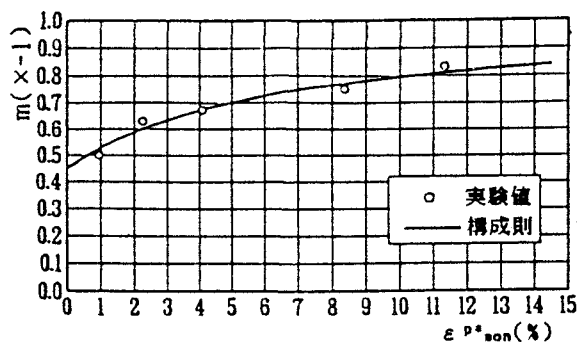


図3.4.4  $\varepsilon^p_{m,n}$  と  $\Delta\varepsilon^p$  の関係

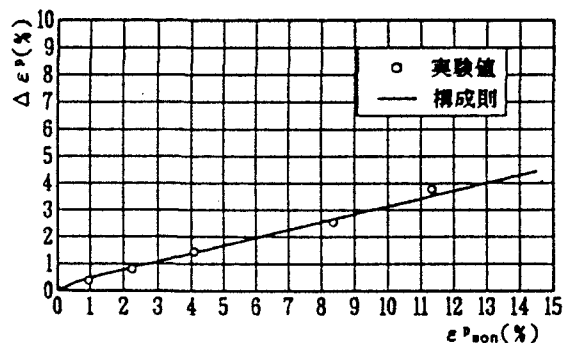


図3.4.5  $\varepsilon^p_{m,n}$  と  $m$  の関係

表3.4.1 極低降伏点鋼の材料定数

$E(\text{tf/cm}^2)$	$\sigma_y(\text{tf/cm}^2)$	$E^p_{st}(\text{tf/cm}^2)$	$\varepsilon^p_{st}(\%)$	$a(\text{tf/cm}^2)$	$b$
$2.03 \times 10^3$	0.543	0.722	-	0.638	0.901
$c$	$n$	$e$	$d$	$f$	$g$
0.763	3.50	0.239	0.822	3.252	-0.202

(3) 実験結果からみる極低降伏点鋼の材料特性

- a) 単調載荷曲線において降伏応力度が極めて低く、降伏後のひずみ硬化が非常に大きいため、エネルギー吸収に優れた安定した繰返し塑性履歴曲線を描く。また、破断に至るまでに50%以上の大きな伸びを示す。
- b) 極低降伏点鋼においては、他の鋼材に比べて  $e/d$  が小さいので、ある応力まで達して荷重を反転させたとき、より少ない塑性ひずみの変化量で再びその応力に達し、塑性履歴に伴い応力が上昇しやすい。
- c) 繰返し塑性履歴に伴う弾性域の減少は、他の鋼材が初期の弾性域の大きさ  $\kappa_0$  ( $2\sigma_y$ ) の60%程度に収束しているのに対し極低降伏点鋼においては、約75%程度に収束しており、収束の程度がやや小さいことが分かる。このことは、構成式においては、材料定数  $c$  が大きいことに現れる。
- d) 非線形遷移領域における曲率は他の鋼材に比べて非常に大きい。

(4) 極低降伏点鋼の繰返し塑性履歴実験

単調載荷実験，弾性域の大きさを調べる実験，両振り実験の3種類の実験結果だけから得られた定数を用いて極低降伏点鋼のその他の一般的な塑性履歴特性を精度良く再現できること，すなわち構成則の妥当性を確認するため，載荷パターンを変えて数種類の繰り返し塑性履歴実験を行った。繰り返し塑性履歴実験の載荷パターンは，原点を中心としに正負のひずみを一定にして載荷除荷を繰り返す0.3%，0.5%，1%，2%の四つの定ひずみ振幅実験，荷重をランダムに載荷するランダム実験とした。また，上記の両振り実験についても構成則によるシミュレーションを行った。図3.4.6に実験データを点で，求めた定数を用いた数値シミュレーションを実線で示す。実験データを見ると，極低降伏点鋼は繰り返し塑性履歴とともに応力の大きさが上昇していく繰り返し硬化が顕著に現れており，エネルギー吸収に優れた鋼材であることが分かる。また，実験データと構成則による数値シミュレーションを比較すると，両振り実験，定ひずみ振幅実験，ランダム実験のいずれの塑性履歴に対しても構成則によるシミュレーション結果が実験データを精度良く再現していることが分かる。このことから構成則の極低降伏点鋼への適用性が確認できた。

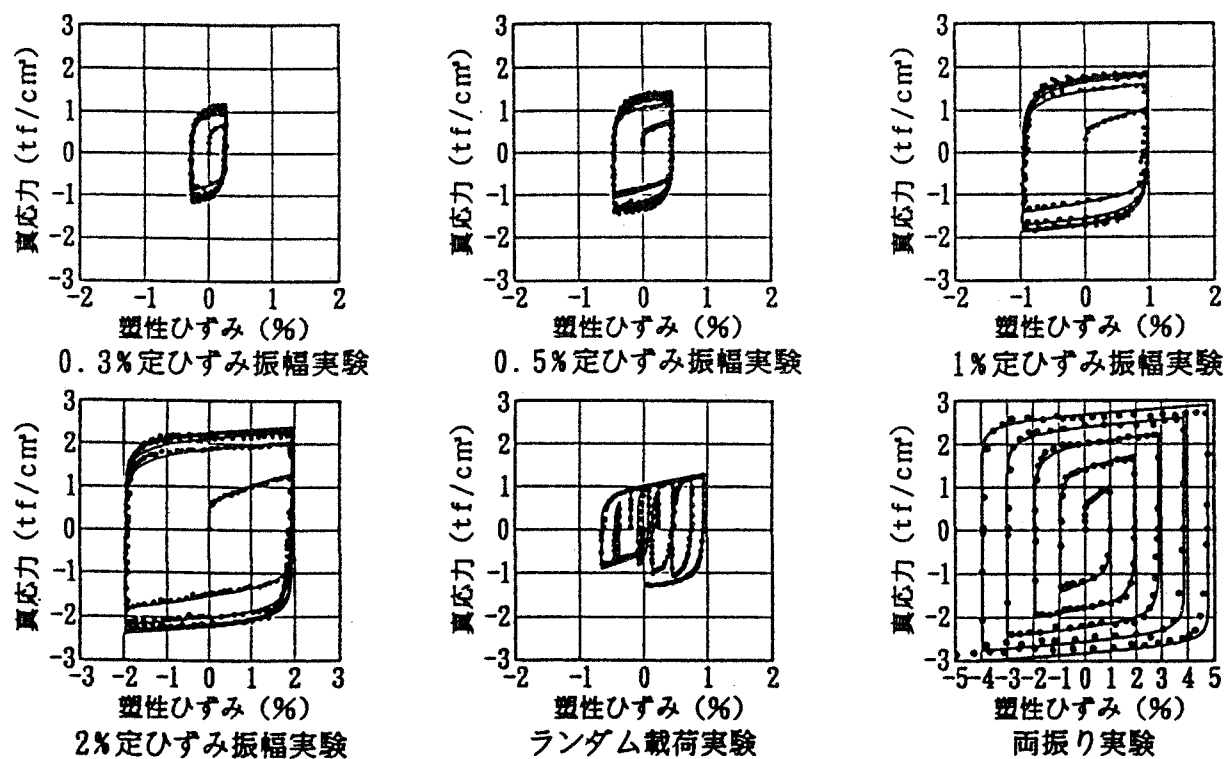


図3.4.6 各種繰り返し塑性履歴実験

(5) まとめ

極低降伏点鋼の単調載荷実験，弾性域の減少を調べる実験，両振り実験，定ひずみ振幅実験，ランダム載荷実験を行うことにより，極低降伏点鋼の材料特性を明らかにすると同時に西村らの構成則の適用性を明らかにした。極低降伏点鋼は大きな伸び性能を示し顕著なひずみ硬化によるエネルギー吸収に優れた材料特性を示し，制振材として利用できることが確認された。

3. 4. 2 吸振装置の開発

(1) 概要

地震、風あるいは交通荷重によって励起される土木構造物の振動を制御するために各種の吸振装置と振動制御理論の開発が行われている。吸振装置はパッシブ型、アクティブ型、及びハイブリッド型に大別できるがこれらのうち土木構造物に適用されたケースでは圧倒的にパッシブ型のものが多い。本研究で対象とする吸振装置は、巨大地震による振動を鋼材の繰返し塑性履歴によるエネルギー吸収を活用して制振するパッシブ型で、以下のような特徴を有している。

- a) 極低降伏点鋼を材料とし、広い範囲の応力あるいはひずみレベルでのエネルギー吸収効果を発揮できる。
- b) 塑性変形を生じる本体は極低降伏点鋼で製作した鋼管で、適切な構造部位間の相対変位を鋼管のねじりに変換したものである。
- c) ねじりを受ける鋼管は局部座屈に対して高い抵抗強度を有しているため、大きな塑性変形に対しても座屈が生じにくい。
- d) 装置は極めて簡単な構造であり、メカニカルな吸振装置に比べて格段に廉価である。
- e) 巨大地震を受けて吸振装置に損傷を生じた場合でも簡単に取り替えることが可能である。

## (2) 吸振装置の設計

極低降伏点鋼を用いて鋼管を製作し、そのねじりにより振動を吸収する装置を開発するために、予め鋼製高橋脚橋梁（3径間連続桁橋）の橋軸方向地震動の制振を対象として、装置の構造寸法を設計する。

### a) 設計の基本事項

吸振装置の設計にあたり、以下の項目を基本条件とする。

- ・吸振装置の設置位置は端可動支点付近とする。
- ・日周期の温度変化に対しては装置に大きな応力変化を生じない構造とする。
- ・地震動により大きなひずみ履歴を受けた場合、吸振部の鋼管を容易に取り替えられる構造とする。

### b) 全体構造系のモデル化

鋼製高橋脚3径間連続桁橋（図3.4.7）の橋軸方向振動の制振を対象とし、吸振装置は図3.4.8の可動支点断面に示す通り桁の橋軸方向変位を鋼管のねじりに変換するアームと鋼管の回転を固定する定着部で構成される。単純化した振動モデルは図3.4.9のように構造系の剛性 $K$ （弾性と仮定する）、マス $M$ 、吸振装置の剛性 $k$ および系の構造減衰からなる。

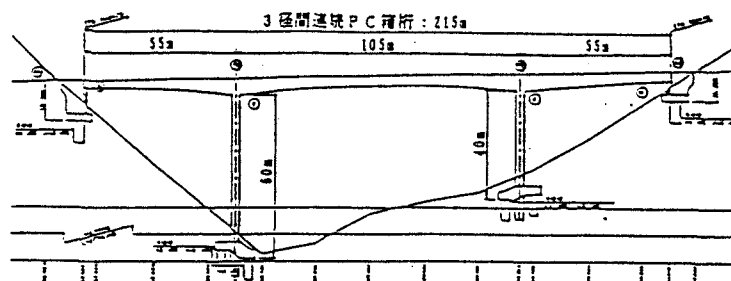


図3.4.7 対象橋梁



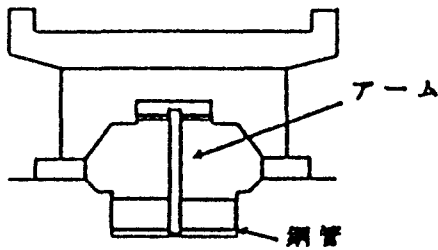


図3.4.8 吸振装置概略

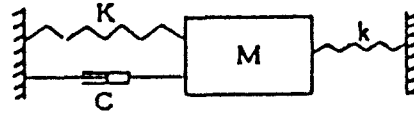


図3.4.9 振動モデル

$$M\ddot{Y} + C\dot{Y} + KY + f(Y) = -M\ddot{\Phi}(t) \quad (3.4.1)$$

両辺Mで除して整理すると

$$\ddot{Y} + 2hn\dot{Y} + n^2Y + f(Y) = -\ddot{\Phi}(t) \quad (3.4.2)$$

ここで、 $f(Y)$ は吸振装置の復元力を表し、3.4.1で示した構成則に従う項である。また、対象橋梁の質量は4819.48(tf)、固有周期は $T = 2.57(s)$ であり、減衰定数は $h = 0.02$ とした。

### (3) 地震応答解析

#### a) 極低降伏点鋼を用いた吸振装置

対象橋梁の入力地震動に対する橋軸方向応答変位特性を調べるため、吸振装置を取り付けない場合の弾性応答解析を行った。入力地震動としてはレベルⅠ（震度法に基づく許容応力度設計法）、レベルⅡ（道路橋示方書に示されるRC橋脚の保有水平耐力の照査に準ずる）、過去の強震記録であるEL CENTRO 1940 NS成分を用いた。橋桁の橋軸方向応答加速度および変位時刻歴を図3.4.10に示す。

3.4.1で述べた通り、極低降伏点鋼は降伏応力度が  $1 \text{ tf/cm}^2$  程度と低く、50%以上の伸び性能を示すエネルギー吸収能力に優れた鋼材であり、建築分野ではすでに免振、吸振材として研究され、実際の建築構造物に利用されている。従って橋梁においても吸振装置としての適用性を確認することとした<sup>7)</sup>。吸振装置の外径は管径50cm、管長150cm、管厚3.5cm、アーム長200cmであり、入力地震動は上記3種を用いた。解析により得られた橋桁の応答変位および加速度時刻歴と鋼管の塑性せん断ひずみ履歴を図3.4.11に示す。また、制振効果を表す指標として吸振装置なしと有りの場合の橋桁最大応答変位の比及び最大加速度の比を表3.4.2に示した。図3.4.10と図3.4.11から極低降伏点鋼を用いた吸振装置ではいずれの地震動に対しても鋼管の塑性履歴が十分に増幅した後は大きな制振効果を発揮するが最初の数波の地震動に対しては制振効果はあまり期待できないと考えられる。それゆえ、表3.4.2において最大応答加速度比、変位比ともに大きな値を示している。これは振動方程式(2)において吸振効果を鋼管の履歴に基づく復元力項  $f(Y)$  として評価しているため、降伏応力度が低い極低降伏点鋼では吸振装置がある程度大きな塑性履歴を受けて応力度が上昇しなければ吸振効果を発揮できないためである。阪神大震災においては、阪神高速道路神戸線の高架橋、神戸市の新交通、湾岸線の東神戸大橋等で支承の破損とそれに伴う落橋が見られたが、このような被害の再発を防止するためにはEL CENTRO地震動やレベルⅡ地震動の解析結果に顕著に見られるような初期の数波の大きな地震動による応答変位を抑えるための工

夫が必要となる。

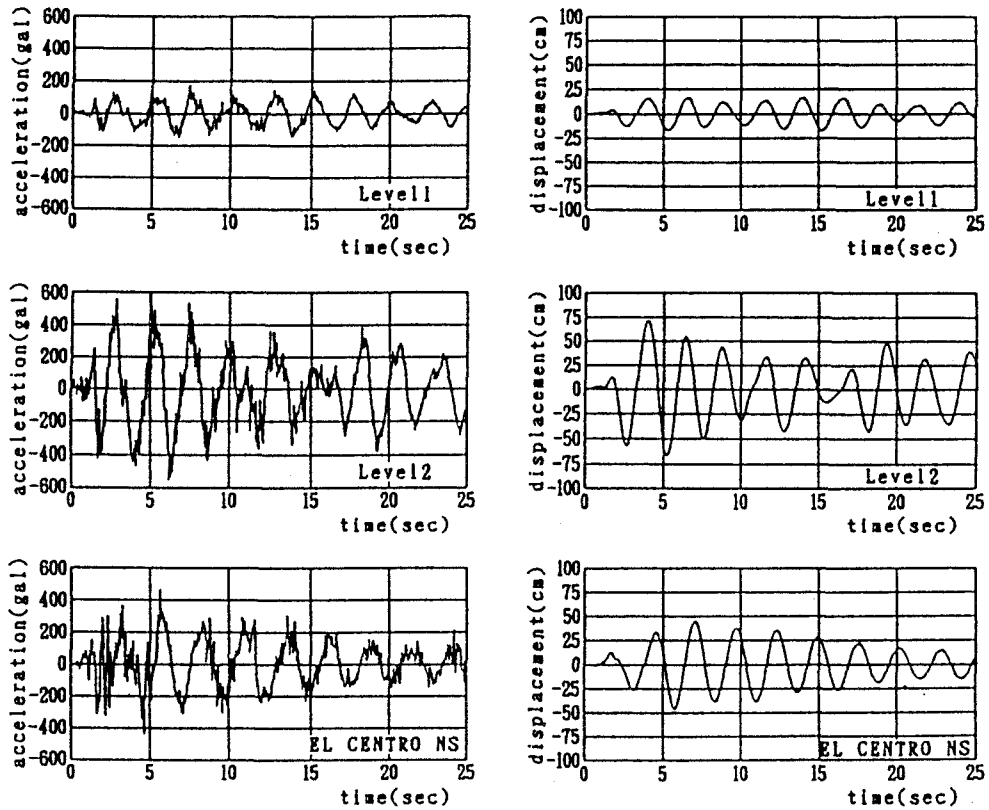


図 3. 4. 10 応答加速度・変位時刻歴

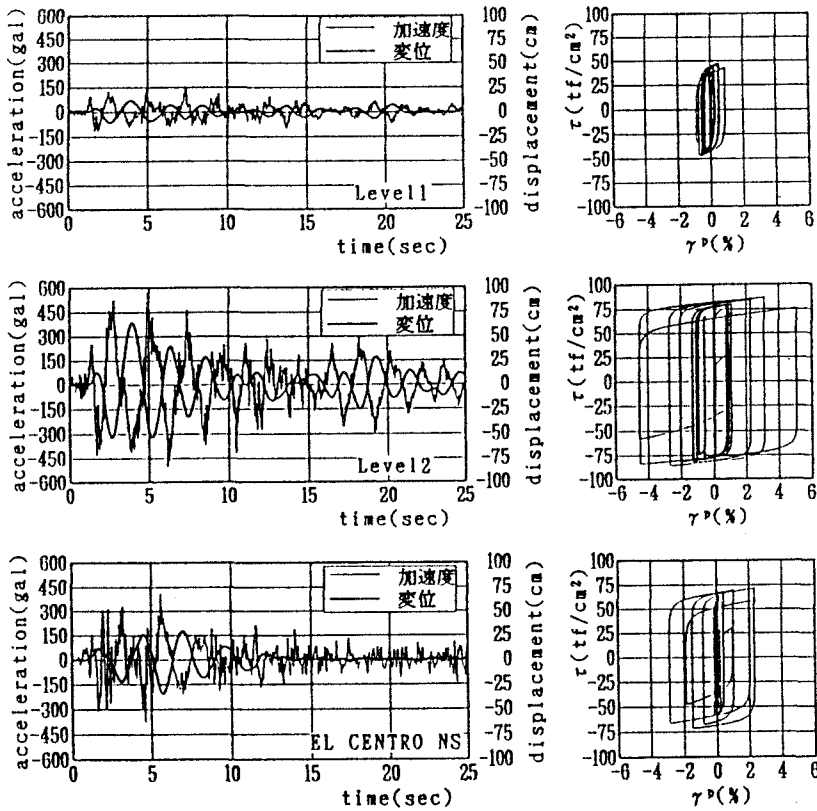


図 3. 4. 11 極低降伏点鋼を用いた場合の応答

表3.4.2 最大応答値の比

入力地震動	吸振装置なしの場合の 最大応答加速度 $a_0(\text{gal})$	吸振装置有りの場合の 最大応答加速度 $a_{\text{max}}(\text{gal})$	最大応答加速度比 $a_{\text{max}}/a_0(\%)$
レベル1	169	145	85.8
レベル2	597	569	95.3
EL CENTRO NS	465	410	88.2

入力地震動	吸振装置なしの場合の 最大応答変位 $y_0(\text{cm})$	吸振装置有りの場合の 最大応答変位 $y_{\text{max}}(\text{cm})$	最大応答変位比 $y_{\text{max}}/y_0(\%)$
レベル1	17.12	11.37	66.4
レベル2	71.71	64.25	89.6
EL CENTRO NS	45.98	34.67	75.4

b)ハイブリッド鋼管を用いた吸振装置

上記の問題点を解決する工夫として降伏応力度が高いLYR590鋼を極低降伏点鋼に貼り合わせたハイブリッド鋼管を用いた吸振装置を考える。これは初期の大きな地震動のエネルギーをLYR590鋼管をねじることによりその高い降伏応力度まで引き上げる事に費やすことにより消費して応答変位を抑え、その後は極低降伏点鋼の塑性履歴の進行によるエネルギー吸収能力に期待するものである。ハイブリッド鋼管は内側がLYR590鋼で外側に極低降伏点鋼を貼り合わせたものであり、両鋼管は剥がれることなく一体となってねじれるものと仮定する。鋼管の外径はLYR590鋼の管径が50cm、管厚2.5cmであり極低降伏点鋼の管厚は2.0, 2.5, 3.0, 3.5cmの4パターンを考えアーム長は200cm、管長は両鋼管とも150cmである。入力地震動はレベルII地震動とEL CENTRO NS地震動について解析した。解析によって得られた橋桁最大応答変位と加速度、制振率の指標として上記の最大応答加速度比、変位比を表3.4.3に示した。また、吸振装置が橋桁に及ぼす最大作用力  $F_{\text{max}}(\text{tf})$ 、鋼管の塑性履歴曲線上に現れる単調載荷曲領域での累積塑性ひずみ  $\varepsilon_{\text{p.ion}}(\%)$ を表3.4.4に示す。表3.4.4から、初期の応答変位はレベルII地震動の場合では最大64.9%、EL CENTRO地震動では25.75%まで抑えられることが分かる。また、単調載荷曲線上の累積塑性ひずみを見るとレベルII地震動の場合にLYR590鋼で最大9.31%、極低降伏点鋼で最大19.01%まで達している。これは3.4.1に示したように荷重を反転した時、少ない塑性ひずみの変化量で単調載荷曲線上に達するという極低降伏点鋼の性質によるものである。LYR590鋼は初期の地震動に対してのみ制振効果を期待するものであるのに対し、極低降伏点鋼はその後の制振に寄与させるものであることで伸び性能が50%以上であることを考えれば、吸振装置は地震動に対して非常に効率的に作用していると考えられる。また、橋桁に及ぼす作用力は最大327 tfとやや大きな値を示しているが、アーム及びアームと橋桁連結部を適切

設計すれば対処できる値であると考えられる。

表3.4.3 ハイブリッド鋼管を用いた場合の応答

LYR590 鋼の厚さ (cm)	極低降伏点鋼の厚さ (cm)	最大応答変位 $y_{max}$ (cm)	最大応答加速度 $a_{max}$ (gal)	最大応答変位比 $y_{max}/y_0$ (%)	最大応答加速度比 $a_{max}/a_0$ (%)
2.5	2.0	50.28	534.17	70.12	89.5
2.5	2.5	49.25	528.42	68.68	88.5
2.5	3.0	48.94	522.38	68.25	87.5
2.5	3.5	46.54	516.47	64.9	86.5

入力地震動 レベル2,  $y_0=71.71$ (cm)

LYR590 鋼の厚さ (cm)	極低降伏点鋼の厚さ (cm)	最大応答変位 $y_{max}$ (cm)	最大応答加速度 $a_{max}$ (gal)	最大応答変位比 $y_{max}/y_0$ (%)	最大応答加速度比 $a_{max}/a_0$ (%)
2.5	2.0	14.72	362.43	32.01	77.9
2.5	2.5	13.59	365.5	29.56	78.6
2.5	3.0	12.56	368.67	27.32	79.3
2.5	3.5	11.48	371.6	25.75	79.9

入力地震動 EL CENTRO 1940 NS,  $y_0=45.98$ (cm)

表3.4.4 吸振装置の作用力と累積塑性ひずみ

LYR 鋼の厚さ (cm)	極低降伏点鋼の厚さ (cm)	吸振装置が橋桁に 及ぼす最大作用力 (tf)	単調載荷曲線上の 塑性ひずみ(%)	
			LYR590 鋼	極低降伏点鋼
2.5	2.0	276.89	9.31	19.01
2.5	2.5	294.00	9.15	18.48
2.5	3.0	311.11	9.08	18.01
2.5	3.5	327.33	8.91	17.51

入力地震動 レベル2

LYR 鋼の厚さ (cm)	極低降伏点鋼の厚さ (cm)	吸振装置が橋桁に 及ぼす最大作用力 (tf)	単調載荷曲線上の 塑性ひずみ(%)	
			LYR590 鋼	極低降伏点鋼
2.5	2.0	191.36	1.79	4.95
2.5	2.5	198.94	1.56	4.50
2.5	3.0	206.42	1.37	4.08
2.5	3.5	214.26	1.24	3.78

入力地震動 EL CENTRO NS

(4)まとめ

地震応答解析により、ハイブリッド鋼管を利用した吸振装置では、初期の大きな地震動による応答変位を抑えられないという極低降伏点鋼の問題点を解決し最大応答変位及び最大応答加速度とも非制振の場合に比べて小さな値を示すことが

確認された。また、吸振装置の破損に対する安全性については鋼管の履歴ループに表れる単調載荷領域上での累積塑性ひずみ、吸振装置が橋桁に及ぼす作用力の観点からは安全であると言える。ただし極低降伏点鋼の疲労の影響を検討する必要性があると思われる。

#### 参考文献

- 1) 玉井宏章, 竹中啓之, 花井正実: 低降伏応力度鋼のK型ブレースへの適用について, 鋼構造論文集, 第1巻第1号, 1994年3月.
- 2) 細川治他: 極低降伏点鋼材の履歴減衰による制振システム, 1990年度日本建築学会関東支部研究報告集.
- 3) 三山剛史, 田中清, 平澤光治: 極低降伏点鋼を用いた制振構造に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1993年9月.
- 4) 西村宣男, 小野清, 池内智行: 単調載荷曲線を基にした繰り返し塑性履歴を受ける鋼材の構成式, 土木学会論文集, 第513号, pp27-38, 1994.
- 5) 日本機械学会: 金属材料疲労強度の資料IV, 低サイクル疲労強度.
- 6) WES 1101-1979: 溶接構造用金属材料及び溶接金属のひずみ制御方式による低サイクル疲労強度.
- 7) 平井 卓, 鈴木和彦, 聖生守男: 超低降伏点鋼を用いた片持ち梁の橋梁用ダンパーへの適用可能性, 第50回土木学会年次学術講演会, 平成7年9月, pp1586-1587.

### 3. 5 テーパーフランジの座屈強度

#### 3. 5. 1 テーパープレートの活用

鋼橋の設計の合理化や製作、施工工程の省力化を目的として、鋼道路橋設計ガイドライン（案）<sup>1)</sup>が示された。従来、鋼橋では鋼材重量を低減するために断面力の小さい箇所ではフランジ断面を小さくし隣接するフランジ断面とは板継ぎ溶接を行っていた。しかし、ガイドラインの中では、板継ぎ溶接を無くして継手位置で断面変化をさせる方法を用いるとし1部材で同一断面、桁全長で同一フランジ幅とするなど、形状を単純化する方法が採られている。これに従うと、鋼重の増加は避けられないが、製作の省力化が図られ、全体では経済的となる。

鋼橋の設計法の合理化の一手法として、テーパープレートをフランジに用いた桁の実橋梁への適用<sup>2)</sup>が進められている。テーパープレートは欧州で初めて開発された鋼板<sup>3)</sup>であり、圧延方向に板厚が連続的に変化する。したがって、板継ぎ溶接を用いることなく1部材内で断面変化を実施することができ、結果的に鋼重は従来どおりで製作上の省力化が図れることになり、さらに経済性を向上させることが可能である。しかし、テーパープレートを用いた桁の設計法は未だ確立されておらず、テーパーフランジ桁の設計段階における合理化のためにも、強度評価法および設計法を確立することが望まれる。

テーパーフランジを有するI断面桁の耐力実験<sup>4)</sup>を行った。供試体の構造緒言を表-3.5.1に示す。テーパー部の板厚差は8mm(12mm~20mm)であり、板厚比は5/3、板厚変化比は4mm/mとなっている。耐力実験に併せて、テーパープレートの材料特性を調べるために、最小板厚部、最大板厚部より材料試験片を採取し引張試験を行った。また、平均板厚部を加えた各断面の残留ひずみ測定を行い、残留ひずみに対するテーパーの影響についても検討を行った。耐力実験では、テーパー部のフランジ曲げ応力が一定となるように载荷を行った。

耐力実験の結果、テーパーフランジの局部座屈強度は、設計耐力である最小板厚断面における局部座屈強度を大きく上回っていた。これは明らかにテーパーの影響であり、現行の設計法では安全側の設計となる。設計法の合理化という観点からも、このテーパーフランジの強度評価法および設計法を見直す必要がある。一方、横倒れ座屈に対してはテーパーの影響は顕著には認められなかった。しかし今後、実験および解析によるデータの収集によってテーパーの影響が明らかになることも予想され、強度評価法および設計法について見直す必要はある。

テーパーフランジ桁の強度評価法の確立のためには、まずテーパーフランジの圧縮強度特性やテーパーフランジ桁の横倒れ座屈強度特性を明らかにする必要がある。そこで、弾塑性有限変位解析等によりテーパーフランジの圧縮強度特性について、先に行った実験結果より桁としての横倒れ座屈強度特性について検討した。

表-3.5.1 供試体の構造諸元

フランジ厚	12mm~20mm
フランジ幅	170mm~390mm
ウェブ高	900mm
ウェブ厚	12mm
材質	SM490Y
支間長	6000mm
桁長	6400mm

### 3. 5. 2 局部座屈強度

#### (1) テーパーフランジの圧縮強度解析手法

圧縮強度解析にあたり、テーパーフランジを変厚自由突出板としてモデル化した。解析モデルを図-3. 5. 1に示す。この変厚自由突出板において、両端の支持辺(A BおよびC D)での応力比 $\sigma_{AB}/\sigma_{CD}$ を $r$ とし、板厚比 $t_{AB}/t_{CD}$ を $c$ とする。 $r=1/c$ の場合は、垂直応力だけを考慮することによって圧延方向の力の釣り合いが満足される一定軸力の状態となり、載荷辺の変位制御による手法で圧縮強度の解析が可能である。ところが、 $r \neq 1/c$ の場合、圧延方向に板厚が変化することから、垂直応力だけでは圧延方向の軸力の釣り合い条件が満足されず、垂直応力と板厚変化に応じた付加的なせん断流を考慮する必要がある。図-3. 5. 2に付加せん断流の概念図を示す。テーパーフランジの解析<sup>5)</sup>では、一定応力比状態にある変厚自由突出板に作用する付加せん断流を、作用応力比、板厚比等から計算した付加せん断変形を強制的に与えることによって考慮している。

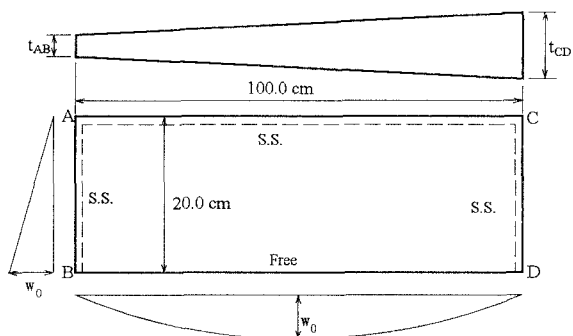


図-3. 5. 1 解析モデル

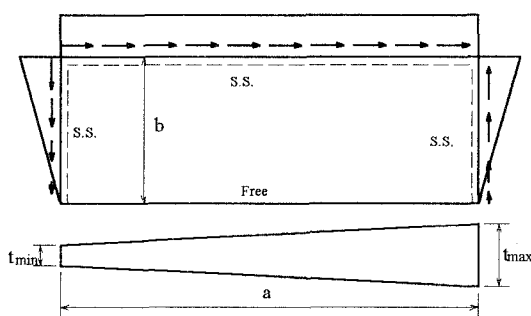


図-3. 5. 2 付加せん断流概念図

#### (2) テーパーフランジの初期不整

テーパーフランジ桁の残留ひずみを測定した結果を図-3. 5. 3に示す。測定断面は、最大板厚部と平均板厚部である。モデル化された垂直ひずみ成分は、板厚変化の影響を受けず圧延方向には一定の分布形状であった。ところが、この状態では圧延方向に力の釣り合い条件が満足されないため、テーパーフランジの残留ひずみ分布は、せん断ひずみ成分を考慮したモデル化が適切であると考えられる。今回の測定では、せん断ひずみ成分の測定が行われなかったため、一定応力と仮定した軸方向残留

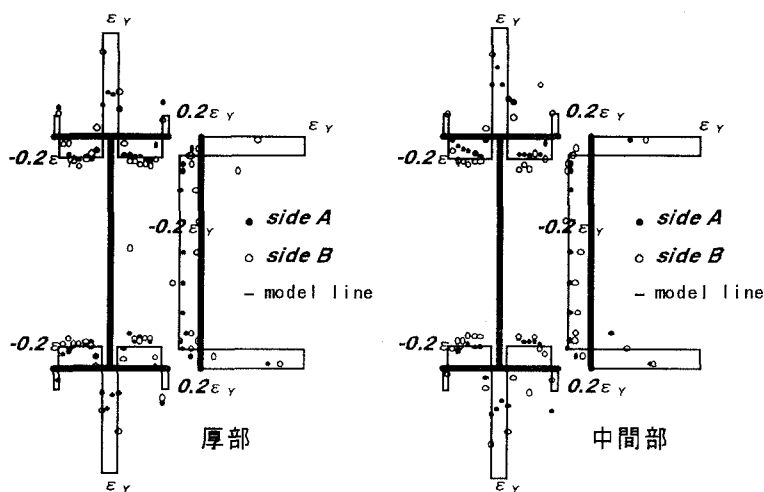


図-3. 5. 3 残留ひずみ測定結果

応力に釣り合うせん断応力を、前述の解析手法と同様の方法で求めた。図-3.5.4にせん断ひずみ成分を含めた残留応力モデルを示す。

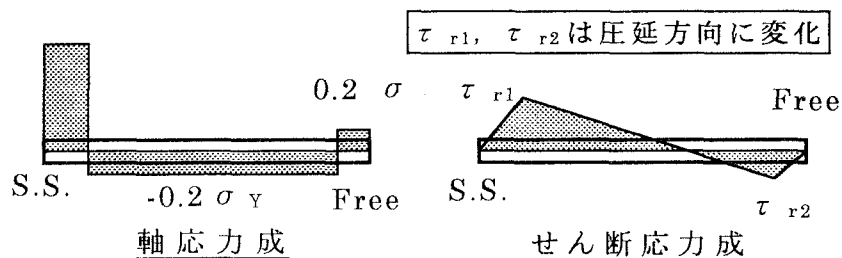


図-3.5.4 残留応力モデル

解析に考慮した初期たわみ波形を式

(3.5.1)で与える。初期たわみの最大値は、板幅bの1/100とした。

$$\frac{w_0}{t} = \frac{b}{100b} \frac{y}{b} \sin\left(\frac{x}{L}\pi\right) \quad (3.5.1)$$

初期たわみおよび残留応力以外に、板厚変化に伴う圧延方向の降伏応力度の変化の影響が考えられる。実際、板厚が変化することによって降伏応力度が異なることは、過去に行われた研究<sup>6)</sup>および今回のテーパフランジ桁の材料試験<sup>4)</sup>からも明らかである。しかし、依然として測定データが少なく、降伏応力度に対する板厚変化の影響を定量的に評価することはできない。このため、今回の解析では降伏応力度の変化については考慮していない。

### (3) 解析モデル

解析を行った変厚自由突出板の構造諸元を表-3.5.2に示す。解析モデルの板厚比cは1/1.1, 1/1.2, 1/1.3, 1/1.4の4種類とした。最小板厚を1.0とし、最小板厚断面での幅厚比パラメータが0.7, 0.9, 1.1,

表-3.5.2 解析モデルの構造諸元

$t_{min}$	1.0cm			
$\lambda_p$	0.7, 0.9, 1.1, 1.3			
$t_{max}$	1.1cm	1.2cm	1.3cm	1.4cm
1/c	1,1	1,2	1,3	1,4
r	1.1-1.0	1.2-1.0	1.3-1.0	1.4-1.0
c: 板厚比		r: 応力比		

1.3となるように板幅を決定した。本解析手法を用いると任意応力比状態の圧縮強度解析が可能となる。そこでr=1.0とした一定応力比の状態からr=1/cとした一定軸力状態までを5段階に分けて応力比rを与え、応力比による圧縮強度の変化について検討を行うこととした。また、鋼板は降伏応力度 $\sigma_y=2400\text{kgf/cm}^2$ でSS400相当の完全弾塑性体とし、弾性係数 $E=2.1 \times 10^6\text{kgf/cm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。

### (4) テーパフランジの圧縮強度解析結果

図-3.5.5に等厚板の解析結果と板強度曲線と比較した結果を示す。板強度曲線として、文献7)に与えられる平均値相当曲線と下限値相当曲線を示してある。それぞれの曲線は次式で与えられる。

平均値相当曲線  $(N/N_Y) = (0.7/\lambda_p)^{0.64} \quad \overline{\lambda_p} \geq 0.7 \quad (3.5.2)$

下限値相当曲線  $(N/N_Y) = (0.5/\lambda_p)^{0.64} \quad \overline{\lambda_p} \geq 0.5 \quad (3.5.3)$



図中の●印はテーパフランジと同様の初期不整を考慮した場合の等厚自由突出鋼板の解析結果である。ただし、残留応力モデルにおいてせん断応力成分は考慮していない。(2)で考慮した初期不整が平均値強度と下限値強度の中間の強度を与えることがわかる。等厚板の解析結果を式(3.5.2)および式(3.5.3)と同様に近似すると次式が得られる。

$$(N/N_Y) = (0.62/\lambda_P)^{0.61} \quad \lambda_P \geq 0.62$$

(3.5.4)

図-3.5.6はテーパフランジの圧縮強度解析結果であり、●印、■印、▲印、◆印は、それぞれ板厚比が1/1.1, 1/1.2, 1/1.3, 1/1.4の場合に相当する。板強度曲線として式(3.5.4)で与えられる等厚板の解析結果の近似式を用い、各解析結果を最小板厚部および最大板厚断面の幅厚比パラメータおよび全強を用いて評価した。 $\beta$ は、板厚比と応力比から次式で与えられるパラメータで、テーパフランジの形状のおよび力学的特性を示すパラメータである。 $\beta=1.0$ の場合には一定軸力状態のテーパフランジとなり、 $\beta=0.0$ の場合には一定応力状態のテーパフランジとなる。このことは板厚比に関わらず成立するため、パラメータ $\beta$ を用いることによって、異なった板厚比のテーパフランジの応力状態を一様に表すことができるといえる。

$$\beta = \frac{r-1}{c-1}c, \quad c \neq 1.0 \quad (3.5.5)$$

最大板厚が大きくなるほど、つまり板厚比が小さくなるほど、またパラメータ $\beta$ が大きくなるほどテーパフランジの圧縮強度は大きくなる。これは、板厚比が小さくまた $\beta$ が大きなテーパフランジでは最大板厚断面での応力の余裕量が大きくなるためである。任意応力比状態のテーパフランジの圧縮強度については、パラメータ $\beta$ を用いることによって、統一的に評価できる。

図-3.5.6では、テーパフランジの圧縮強度が、最小板厚部で評価した場合は全てのケースで式(3.5.5)を上回り、最大板厚部で評価した場合は下回っている。このことから、最小板厚 $t_{min}$ と最大板厚 $t_{max}$ の中間において、テーパフランジと等価な圧縮強度を有する等厚フランジの板厚(等価板厚： $t_{eq}$ )が存在することがいえる。この等価板厚は、図-3.5.6において、各板厚断面で強度評価した点を結んだ線分と、板強度曲線の交点で与えられる。

(5) テーパフランジの等価板厚を用いた耐荷力評価について

現行の道路橋示方書<sup>8)</sup>に基づく設計では、自由突出板に対しては鋼種や幅厚比 $b/t$ をパラメータとして許容応力度が与えられている。テーパフランジでは、板厚変化に伴って、これらのパラメータが圧延方向に変化することが設計を煩雑にする要因といえる。従って、テーパフランジを代表する板厚、すなわち等価板厚が示されれば、この設計上の煩雑さがなくなり容易にテーパフランジ桁に対応できる。つまり、現行の設計法に基づいたテーパフランジの設計をする

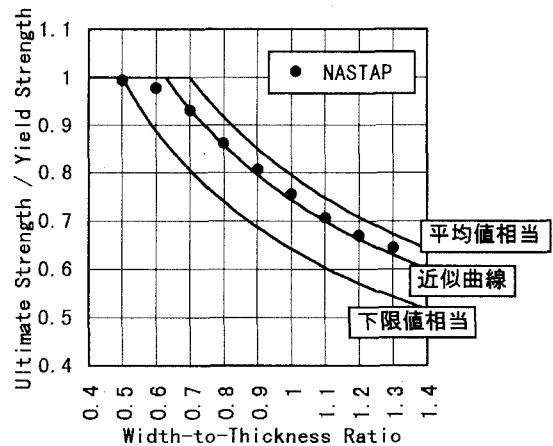


図-3.5.5 等厚板の解析結果

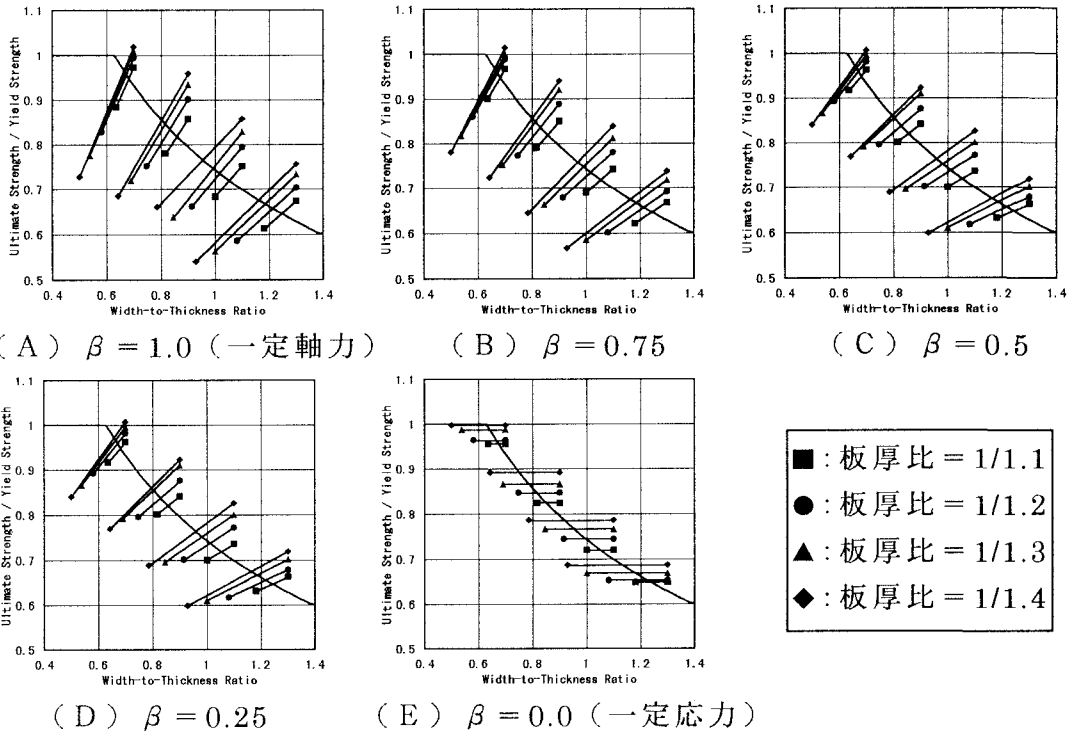


図-3.5.6 テーパーフランジの圧縮強度

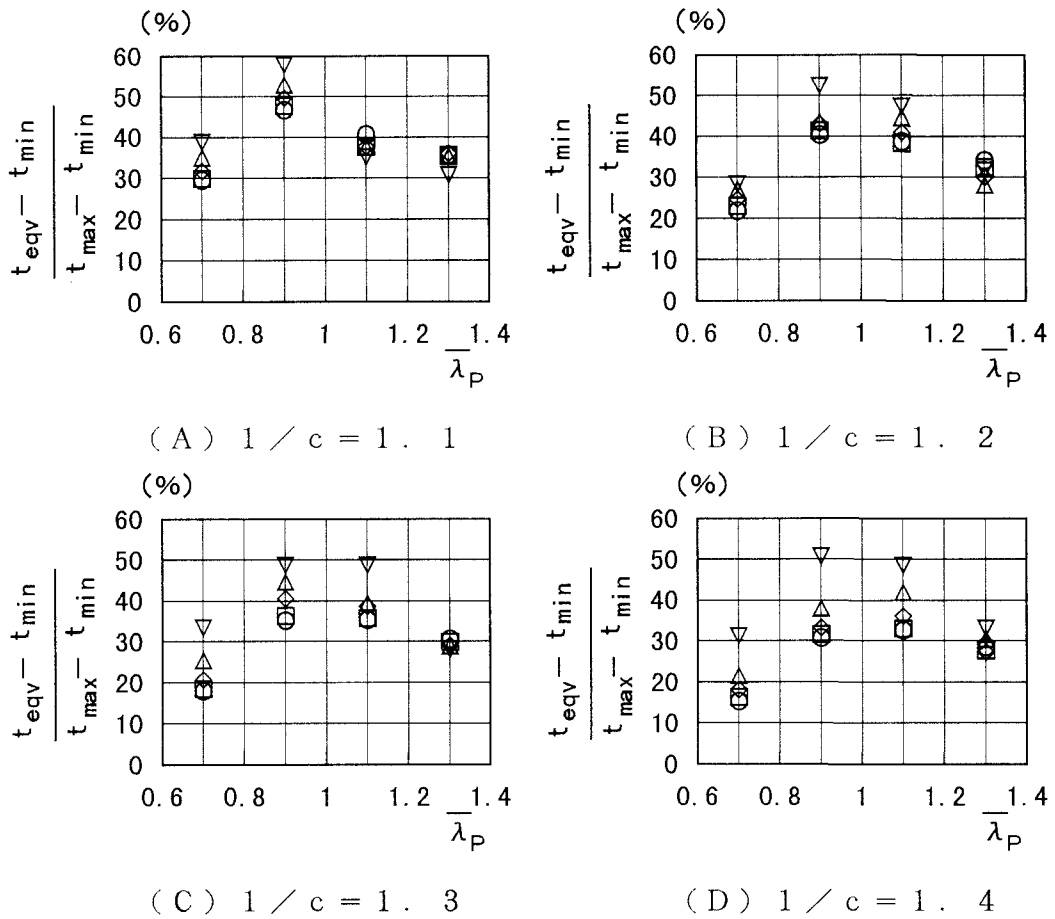


図-3.5.7 解析より算出した等価板厚

場合、次式で与えられるテーパフランジの等価幅厚比パラメータを用いると、等厚板に対する既存の板強度曲線を用いてテーパフランジの設計を行うことが可能になる。

$$\overline{\lambda}_{p_{eq}} = \frac{b}{t_{eq}} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_Y}{k\pi^2 E}} \quad (3.5.6)$$

図-3.5.7は、テーパフランジの板厚差（最大板厚—最小板厚）と、解析結果から算出した等価板厚と最小板厚の差を比較したものである。

板厚比、応力比および幅厚比パラメータによって等価板厚は変化するが、計算の簡略化を考慮して、次式で与えらるとする。

$$t_{eq} = t_{min} + \frac{1}{3}(t_{max} - t_{min}) \quad (3.5.7)$$

式(3.5.7)で計算される等価板厚および、等価板厚を式(3.5.6)に代入することによって得られる等価幅厚比パラメータを用いてテーパフランジの圧縮強度を評価したのが図-3.5.8である。幅厚比パラメータが0.9よりの大きなモデルでは若干安全側の強度評価となっているが、幅厚比パラメータが0.7より小さなモデルでは危険側の評価となっている。しかし図-3.5.5に示すように、幅厚比パラメータが小さい領域では、ひずみ硬化の影響で等厚板の解析結果を板強度曲線が上回っている。このため、式(3.5.7)でテーパフランジの等価板厚を算出することによって、大きな問題は生じないと考える。

幅厚比パラメータの算出において、曲げ圧縮や曲げせん断等の荷重組合わせの影響は、座屈係数によって考慮されている。そこで、応力比が異なるテーパフランジの等価幅厚比パラメータの算出のために、今後、圧縮応力と付加せん断応力が作用する自由突出板の座屈係数と応力比の関係について検討する必要がある。

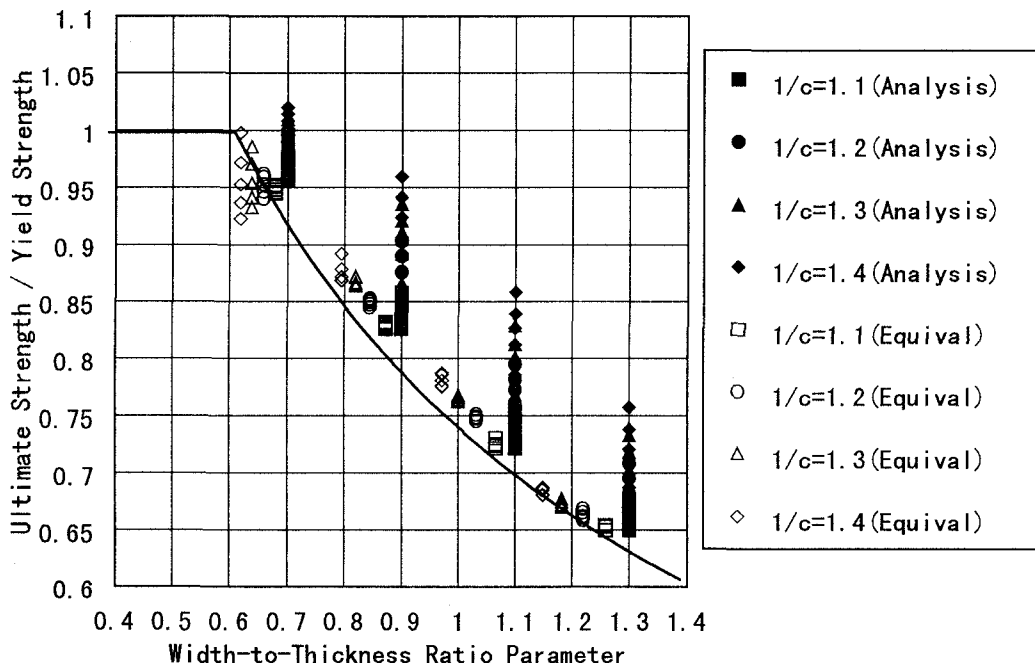


図-3.5.8 等価板厚を用いた圧縮強度評価

### 3. 5. 3 横倒れ座屈強度

#### (1) 実験概要

テーパフランジを有する I 断面桁の耐荷力実験では、図-3.5.9に示すような方法で荷重を行った。桁の全長は 6 m であり、テーパ部の長さ ( $l_2$ ) は 2 m で全供試体共通とした。また、テーパフランジの曲げによる垂直応力を一定に保つために  $l_1$  および  $l_3$  を変化させている。荷重位置はテーパ部の両端で、また荷重位置と支点位置の横方向の変位を拘束した。

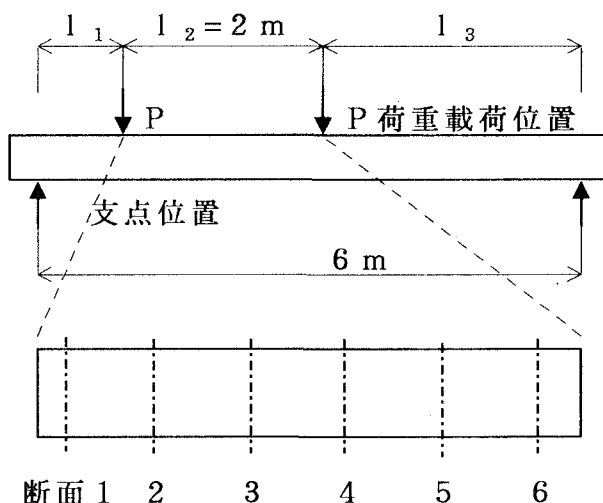


図-3.5.9 供試体概要

#### (2) 初期たわみ

供試体の荷重前に、桁の上フランジ中心の水平たわみ、すなわち桁の水平方向のずれを測定した。測定は供試体の支点位置を結んだ直線とのずれを荷重点位置とその中間で測定した。その結果を、表-3.5.3に示す。道路橋示方書で定める許容値は、 $5 + L / 5$  (mm) であり、部材長 6 m に対して 6.2 mm となる。Case 4 ではこの許容値を超える初期たわみが生じているが、荷重点位置に着目すると 2 m に対して 2.5 mm のたわみとなり許容値の 5.4 mm を満足している。

表-3.5.3 初期たわみ

	部材長 L (m)	薄部荷重点 $\delta$ (mm)	中間部 $\delta$ (mm)	厚部荷重点 $\delta$ (mm)
Case3	6.0	0	0	0
Case4	6.0	3	7	9
Case5	6.0	1	1	1

#### (3) 実験結果

座屈試験を行った供試体の局部座屈および横倒れ座屈に関するパラメータを示したものが図-3.5.10である。ここでは、横倒れ座屈を生じるように設計を行った case3~case5 の供試体について考察を行う。case3~case5 の供試体は、 $P/P_Y$  が 0.6~0.8 付近から桁面外の曲げひずみが増大

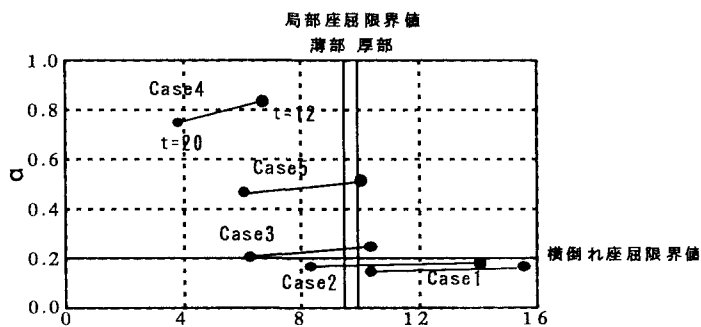


図-3.5.10 局部座屈および横倒れ座屈に対するパラメータ

し、横倒れ座屈が発生したことがわかる。図-3.5.11に各供試体の上フランジにおける荷重-桁面外曲げひずみ関係を示す。ここで、断面1~6は図-3.5.9示す断面1~6に対応している。各断面における面外曲げひずみより変曲点位置を推定し、桁の固定間距離を求めた結果を表-3.5.5に示す。設計時の固定間距離( $l_0$ )は載荷位置間隔に等しいため $l_0=2$  mであるのに対し、実際の固定間距離は $l=0.65l_0\sim 0.75l_0$ であった。固定間距離の変化が、テーパの影響であるか、あるいは実験の固有のものかについては、実験結果からだけでは判断できないため、今後、解析による検討が必要である。固定間距離以外でも、テーパの影響によるものと思われる点は認められなかった。従って、横倒れ座屈に対しては、テーパの影響は小さいと思われる。

表-3.5.5 固定点間距離

供試体	固定点間距離	実験/設計
Case3	1300mm	0.65
Case4	1450mm	0.725
Case5	1500mm	0.75

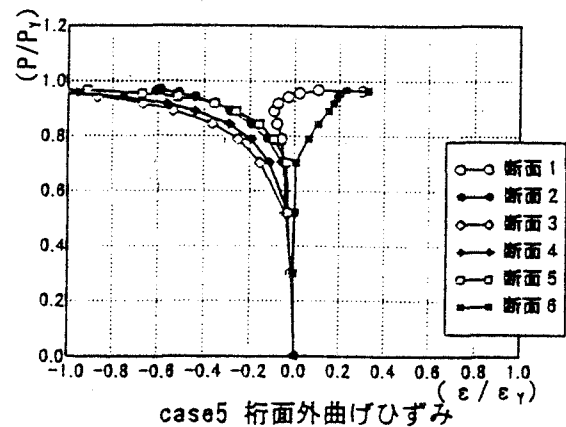
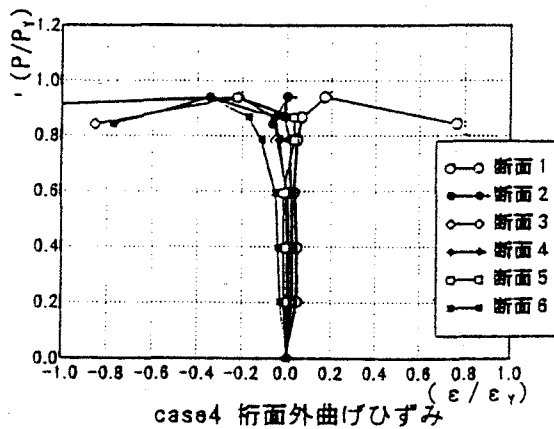
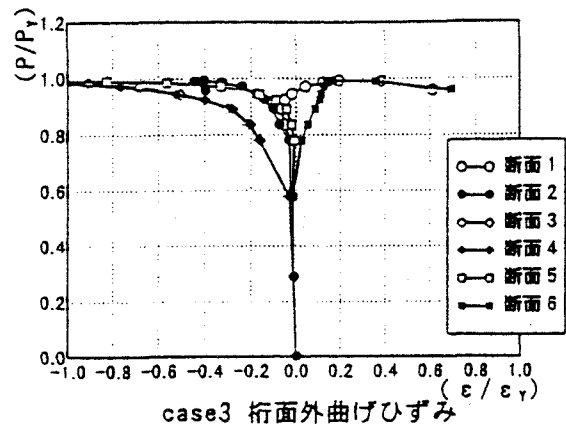


図-3.5.11 面外曲げひずみ

#### (4) 道路橋示方書との比較

平成4年2月の道路橋示方書鋼橋編<sup>8)</sup>では、I断面桁の横倒れ座屈に対する許容応力度を次のように規定している。

- 1) 基準降伏点強度から得られる耐荷力曲線に対して安全率約1.7をとって許容応力度としている。
- 2) 横倒れ座屈に対する許容応力度は、鋼種別にフランジの全幅 $b$ 、固定点間距離 $l$ 、圧縮フランジおよびウェブの総断面積 $A_c$ 、 $A_w$ の関数として与えられる。桁の横倒れ座屈に関して、供試体の結果に実測の降伏強度、固定点間距離を考慮し、実験結果の載荷荷重と比較したものを表-3.5.4に示す。

表-3. 5. 4 道路橋示方書設計値と実験値の比較

	設計値(tf)		実験値 (tf)	実験値/設計値	
	薄部	厚部		薄部	厚部
Case3	125.5	126.6	138.3	1.10	1.09
Case4	82.36	84.35	95.83	1.16	1.14
Case5	118.7	120.0	130.6	1.10	1.09

現行の道路橋示方書に従った設計を行った場合、テーパプレートをフランジに用いた桁の断面は、最小板厚の断面での応力照査により決定される。しかし、表-3. 5. 4 からわかるように、横倒れ座屈に関するCase3~5では、薄部と厚部の各断面で計算される横倒れ座屈強度に差がなく、今回の実験で想定した荷重条件の下では、板厚の変化の影響が小さいことが考えられる。しかし、テーパ比や作用応力比が変化した場合には、その性状の変化も考えられるため無視するわけにはいかない。耐荷力に10%程度の余裕が生じているのは、先に述べたように道路橋示方書の耐荷力曲線が下限値を採用しているためと思われる。

(5) 耐荷力

現在の道路橋示方書に基づいた設計では、鋼種、桁の固定間距離とフランジ幅の比 ( $l/b$ )、ウェブと圧縮フランジの断面積比 ( $A_w/A_c$ ) を変数とするパラメータ ( $\alpha$ ) を用いて許容応力度が算出される。このパラメータは次式で計算される。

$$\alpha = \frac{2}{\pi} K \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E} \frac{l}{b}} \quad (3. 5. 8)$$

$$\text{ここに、 } K = \begin{cases} 2 & A_w/A_c \leq 2 \\ \sqrt{3 + A_w/2A_c} & A_w/A_c \geq 2 \end{cases} \quad (3. 5. 9)$$

固定間距離がテーパの影響を受けないとすれば、テーパの影響で変化する変数は、式(3. 5. 9)で与えられるKとなり、テーパの影響はウェブと圧縮フランジの断面積比 ( $A_w/A_c$ ) の関数となる。テーパ部を代表する板厚である等価板厚が示されれば、式(3. 5. 8)および式(3. 5. 9)から桁の横倒れ座屈に関するパラメータを容易に算出することが可能であり、設計上も容易に対応できると考えられる。

この等価板厚の算定式は、局部座屈に対する場合と同様に与えることが可能と思われるが、やはりパラメトリック解析によって横倒れ座屈に対する各要因の影響を明らかにする必要がある。

(6) 今後の設計手法について

テーパプレートをフランジに用いると図-3. 5. 12のような断面構成が可能となる。これは、30 m程度の支間の単純桁を想定した場合で、従来は3断面

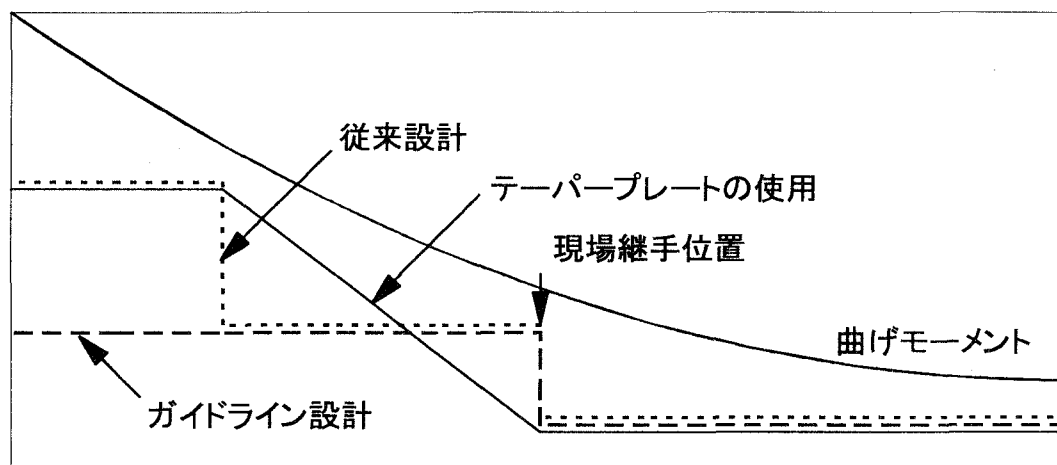


図-3.5.12 断面構成

変化で対応してきた支間である。ガイドラインに基づく3部材2断面変化となり端部での断面の余裕が大きくなることは明らかである。しかし、テーパプレートを用いると部材内で一定フランジ幅としながら板厚を薄くできるため従来と変わらない鋼重とすることが可能なる。この場合、テーパプレートを用いた場合のテーパ部の断面計算、あるいはテーパプレートの使用位置の決定に対して、本節で提案する等価板厚を用いた設計を行うことになる。

さらに、テーパプレートの使用を積極的に進めると図-3.5.13の手順での設計が可能である。この方法は、継手位置にとらわれることなく断面力にフィットするようにテーパプレートを使用して断面を構成していく方法で、継手位置はテーパ部を含めて任意の位置に設けるものである。支間割りが決まって断面力を算出した

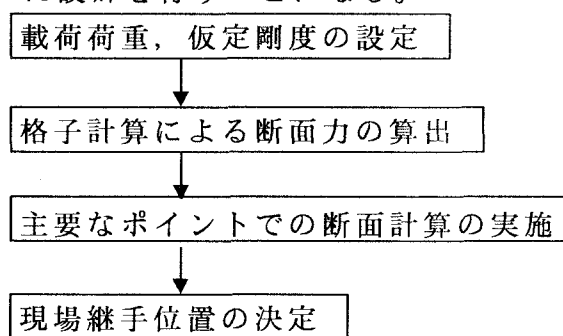


図-3.5.13 設計手順

時点で桁高が決定でき、桁高に対する関数としてフランジ幅が決められるようになれば、断面力に対するフランジ厚が一義的に決定できるため設計が非常に容易になる。また、この方法の利点は、現場の条件が変わって継手位置が変更となっても対応が容易である。さらに、継手計算における母材断面の補強が生じないような合理的な設計<sup>9)</sup>が確立されれば、継手位置の変更は容易となる。

【参考文献】

- 1) 建設省：鋼道路橋設計ガイドライン（案）
- 2) 緒方辰男，林辰一，上高原正弘，板橋壮吉：テーパプレートの橋梁への適用—上信越道 深沢川橋—，第50回土木学会年次学術講演会講演概要集，I-306，pp.612-613，平成7年9月。
- 3) Garrigues, G., Granboulan, J. and Mazou, J. : Un Product Nouveau Pour

- la Construction Metallique, les Toles a Epaisseur Variable, Symp. De L'association Internationale des Ponts et Charpentes, Association Francaise Pour la Construction, Leingard, URSS, 11th-14th Sep., 1991.
- 4) 西村宣男, 堀田毅, 滝英明: テーパープレートを用いた I 断面桁の耐荷力実験, 関西支部年次学術講演会講演概要集, 平成 8 年 5 月.
  - 5) 西村宣男, 村上茂之, 堀田毅: 変厚圧縮板の耐荷力解析, 関西支部年次学術講演会講演概要集, 平成 8 年 5 月.
  - 6) 鈴木博之: 構造用鋼材の一樣伸びを表わすパラメータの板厚依存性、鋼構造年次論文報告集、Vol2, pp.438 - pp.478, Nov., 1994.
  - 7) 鋼骨組構造物の極限強度の統一的評価に関する総合的研究 研究成果報告書 (研究代表者 福本ゆう士)、平成 2 年 3 月
  - 8) 社団法人 日本道路協会: 道路橋示方書 I 共通編 II 鋼橋編, 平成 4 年 2 月.
  - 9) 秋山寿行: 高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究, 大阪大学学位論文, 平成 8 年 2 月.



### 3. 6 サンドイッチ板の座屈強度

#### 3. 6. 1 サンドイッチ板の座屈強度

##### (1) はじめに

サンドイッチ構造は、比較的軽量な材料を、ある程度剛性の大きな2枚の材料ではさむことにより作られ、構造材料の低価格化・軽量化を図ることができる簡便な構造であるため、古くから航空機を初めとして、車両、船舶、スポーツ用品等に利用されている。鋼板の間に減衰性能の大きな樹脂をはさんだ制振鋼板や、異なる金属をはり合わせたクラッド材もサンドイッチ構造の一種とみなすことができる。これらは、軽量化が計れるのみならず、制振鋼板では騒音・振動の吸収が期待でき、クラッド材ではチタン等の材料を用いることにより優れた耐食性が得られるなど、サンドイッチ構造の多機能性を発揮している<sup>1)</sup>。

土木・建築分野では、サンドイッチ構造は、従来、それ程強度を要求されない2次部材に主に使用されてきた。近年、土木・建築構造物の大型化に伴い、構造材料の軽量化・低価格化が必要となり、1次部材としての適用も検討されてきている。従来、サンドイッチ板として用いられた材料は、表面材の厚さの割合がかなり小さく、心材の剛性が小さい場合が多い。特に、心材のせん断弾性係数が小さい材料では、心材がせん断変形し易いことが指摘されている<sup>2)、3)</sup>。さらに、圧縮荷重を受けるときには、リンクリング座屈(Wrinkling Buckling)や表面材の局所的な座屈(Local Buckling)等が問題となる<sup>4)~7)</sup>。今後、土木構造物にサンドイッチ構造を広く使用する際には、表面材の厚さの割合がある程度大きく、かつ、心材としてある程度の剛性を有する材料を使用することも考えてよい。このような場合、力学的特性、特に座屈耐荷力に着目した実験および理論的な検討が必要と思われる<sup>8)、9)</sup>。

そこで、本研究では、サンドイッチ構造を持たない単一の板と(以下、一枚板という)、種々の心材の剛性および板厚構成を持つサンドイッチ板を作成して座屈試験を行い、各供試体の座屈強度を観察した。既往の研究に基づく座屈強度推定式と比較し、心材の果たす役割について考察を加えた。

また、サンドイッチ板の表面材と心材の接合に必要な接着層が、座屈強度に及ぼす影響についてはそれ程検討されていないので、サンドイッチ板の接着層について、接着層の引張試験およびせん断試験を行うことにより、サンドイッチ板の座屈強度に及ぼす接着層の影響を検討した。さらに、接着層に必要な強度についても言及した。

##### (2) 座屈実験

###### a) 供試体の作成

実験用供試体としては、表面材にアルミ板、心材に表面材と比較してヤング率の無視できるゴム、およびヤング率の無視できない樹脂および鉛を用いた。供試体の寸法は270×70(mm)であり、全厚がほぼ1mmとなるような板厚構成を持つ供試体を作成した。表面材と心材は、接着剤を用いて一様に接着させ、48時間ほど支圧した後、座屈試験に供した。また、板厚については、マイクロメータにより10カ所測定し、その平均値を板厚の実測値とした。

b) 座屈試験方法

図3.6.1に示す形状、寸法の治具に、供試体の上下両端を10mmずつ固定し、側面の一方が単純支持、もう一方が自由の支持条件になるように取り付けた後、アムスラー圧縮試験機により、一枚板については5体、サンドイッチ板については3体ずつ座屈試験に供した。図3.6.2にその概略図を示す。このとき、図3.6.3に示すように、供試体表面の上端から80および170mmの位置の表裏4ヶ所にひずみゲージを貼り付け、上端から表裏の順に $\epsilon 1$ から $\epsilon 4$ とした。試験中の各荷重レベルにおいて、鉛直方向のひずみとダイヤルゲージの鉛直方向変位を測定した(図3.6.3参照)。

なお、ダイヤルゲージの一方は測定用として、もう一方はそれに対するつり合いを保つためのダミーとして、それぞれ10mmずつ押し込み取り付けた。

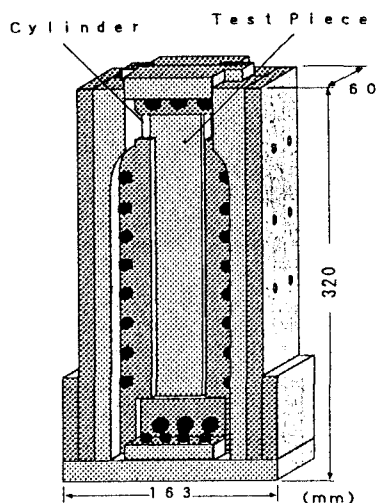


図3.6.1 座屈実験用治具

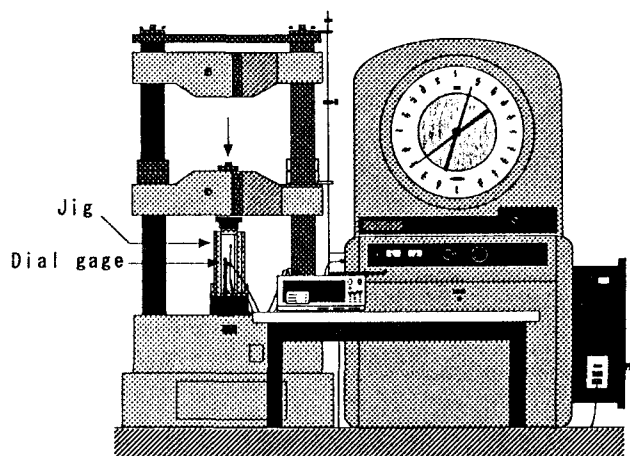


図3.6.2 座屈試験装置

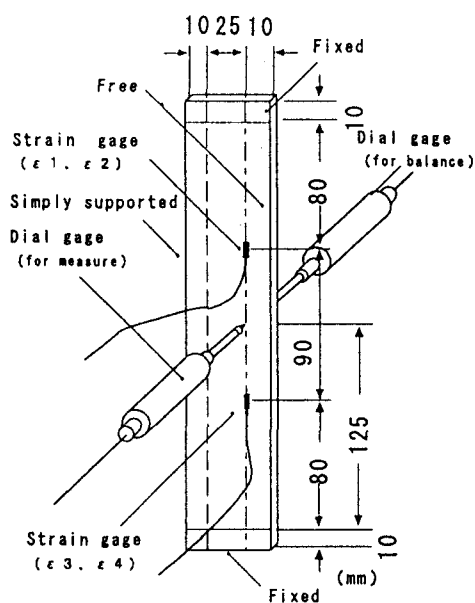
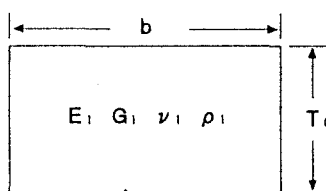


図3.6.3 ひずみゲージとダイヤルゲージの配置

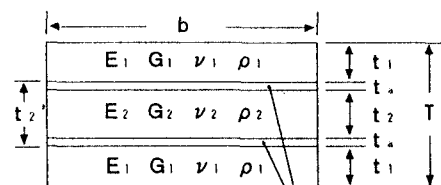
表3.6.1 座屈実験用供試体および座屈実験の結果

Specimen	$2t_1$ (mm)	$t_2$ (mm)	core	T (mm)	$P_{cr,p}$ (kgf)	$P_{cr,s}$ (kgf)	$P_{cr,exp}$ (kgf)
A1	-	-	-	1.00	90	133	90
A2	-	-	-	1.00	75	93	75
A3	-	-	-	1.00	90	107	90
A4	-	-	-	1.00	90	109	90
A5	-	-	-	1.00	90	115	90
B1	0.8	0.2	PVC	1.08	34	35	34
B2	0.8	0.2	PVC	1.09	14	10	10
B3	0.8	0.2	PVC	1.09	12	8	8
C1	0.6	0.3	PVC	0.97	15	15	15
C2	0.6	0.3	PVC	1.00	30	5	5
C3	0.6	0.3	PVC	1.00	11	10	10
D1	0.4	0.5	PVC	0.97	15	20	15
D2	0.4	0.5	PVC	0.96	12	20	15
D3	0.4	0.5	PVC	0.95	9	8	8
E1	0.6	0.3	Pb	1.05	129	100	100
E2	0.6	0.3	Pb	1.04	117	110	110
E3	0.6	0.3	Pb	1.04	81	80	80
F1	0.4	0.5	Pb	1.02	59	55	55
F2	0.4	0.5	Pb	1.04	81	65	65
F3	0.4	0.5	Pb	1.03	80	70	70
G1	0.8	0.2	Al	1.09	114	105	105
G2	0.8	0.2	Al	1.12	146	135	135
G3	0.8	0.2	Al	1.12	129	135	129
H1	0.6	0.3	Al	1.02	77	80	77
H2	0.6	0.3	Al	0.99	71	70	70
H3	0.6	0.3	Al	0.99	77	75	75
I1	0.4	0.5	Al	1.00	82	75	75
I2	0.4	0.5	Al	1.03	92	110	92
I3	0.4	0.5	Al	1.03	93	90	90

PVC: Polyvinylchloride, Pb: Lead, Al: Aluminum



(a) Single plate



(b) Sandwich plate

E, G,  $\nu$ ,  $\rho$ .

(注) E : ヤング係数、G : せん断弾性係数、 $\nu$  : ポワソン比、 $\rho$  : 密度

(3) 実験結果および考察

a) 各供試体の座屈挙動

表3.6.1の実験用供試体の一覧表と実験結果の一覧表を基に、図3.6.4-3.6.7に、一枚板および心材を変化させた場合の載荷荷重と水平方向変位、および載荷荷重とひずみの関係の一例を示す。これらの図から、心材が樹脂の場合には、載荷直後から水平方向変位が増加してひずみが正になる部分があり、座屈荷重が低いことが分かる。一方、心材が鉛およびアルミニウムの場合には、荷重が大きくなっても水平方向変位の増加は見られず、ある程度荷重が大きくなった時点で変位が急激に増加する。

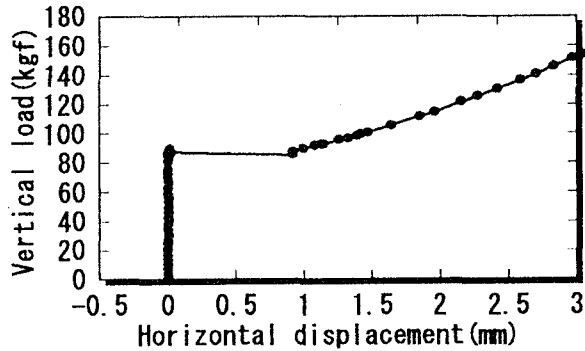


図3.6.4(a) 荷重-変位関係 (A1)

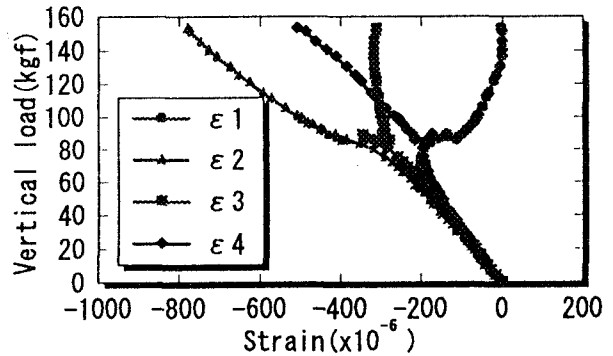


図3.6.4(b) 荷重-ひずみ関係 (A1)

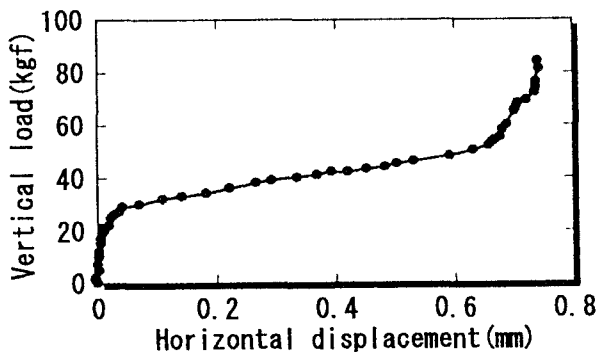


図3.6.5(a) 荷重-変位関係 (B1)

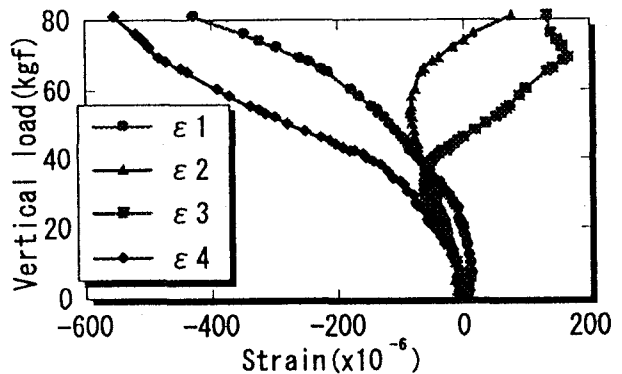


図3.6.5(b) 荷重-ひずみ関係 (B1)

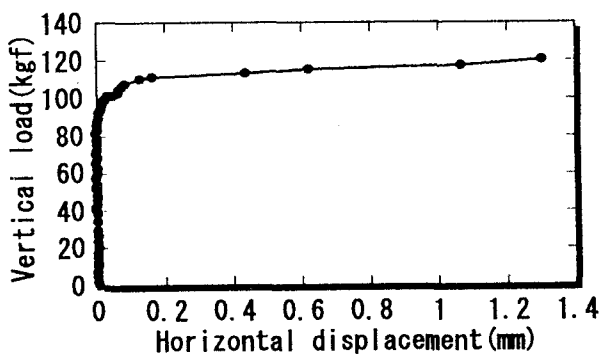


図3.6.6(a) 荷重-変位関係 (E1)

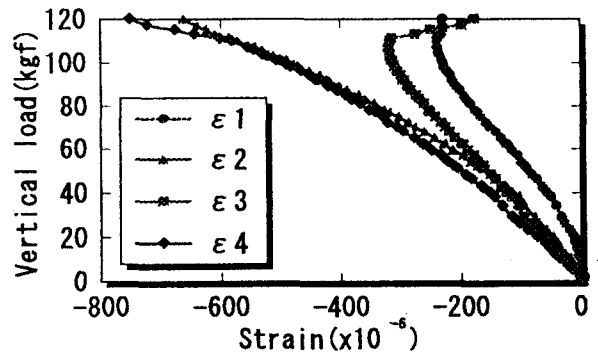


図3.6.6(b) 荷重-ひずみ関係 (E1)

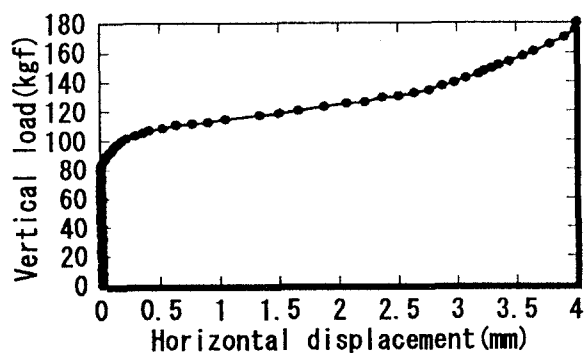


図3.6.7(a) 荷重—変位関係 (G1)

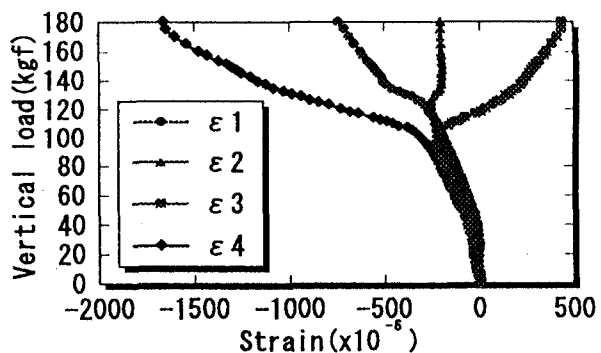


図3.6.7(b) 荷重—ひずみ関係 (G1)

b) 座屈荷重の決定

各供試体について、載荷荷重と水平変位の測定結果から (a)  $P - \delta^2$  法<sup>7)</sup>、(b) Southwellの方法<sup>13)</sup>、および載荷荷重とひずみの結果から座屈荷重を決定した。これらの関係を図3.6.8—3.6.11に示す。ただし、 $P - \delta^2$ 法については、載荷荷重 $P$ と水平方向変位 $\delta$ の2乗関係において、 $\delta^2$ が十分大きくなったところにおける直線区間に引いた接線の切片から座屈荷重 $P_{c,r,p}$ を決定した。また、Southwellの方法は、水平方向変位 $\delta$ と、それを荷重で除した $\delta/P$ のプロットが直線となる部分から、最小2乗法により直線近似の度合いを示す決定係数が0.99以上となる部分を取り出し、その傾きから座屈荷重 $P_{c,r,s}$ を決定した。これらの確認として載荷荷重とひずみ計測の結果を利用した。これらはほぼ近似した値をとったが、これらのうち小さい方の値をその供試体の座屈荷重 $P_{c,r,exp}$ とした(表3.6.1参照)。なお、これらの結果を基礎に、各シリーズの座屈荷重の平均値をそのシリーズの座屈荷重とした。その結果、一枚板の座屈荷重は87.0 kgfとなり、この値を $P_{c,r0,exp}$ とした。そして、サンドイッチ板の各供試体では接着層が存在することにより全厚の大きさが若干異なるため、座屈荷重はその板厚の実測値に相当する一枚板の座屈荷重で評価した。

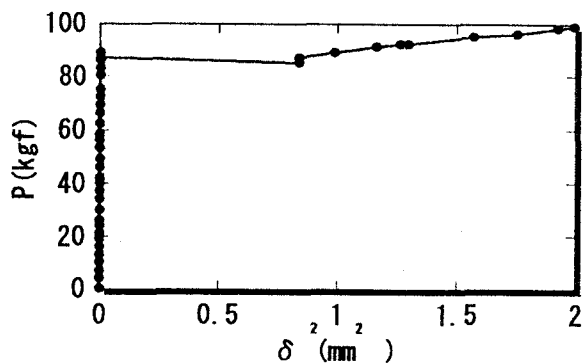


図3.6.8(a)  $P - \delta^2$  曲線

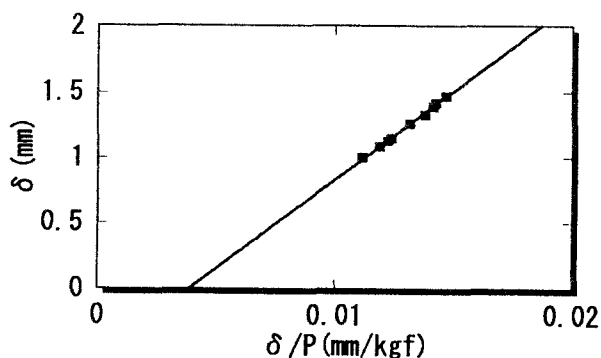


図3.6.8(b)  $\delta - \delta/P$  曲線

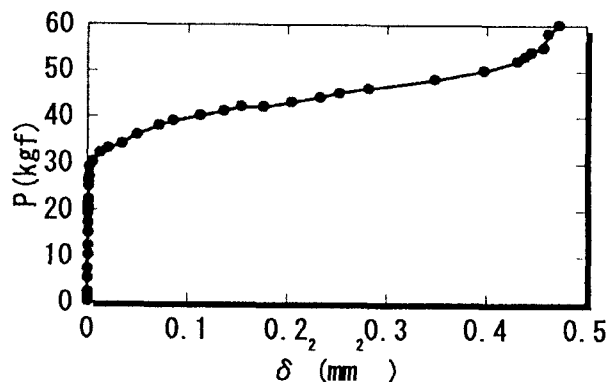


図3.6.9(a)  $P - \delta^2$  曲線

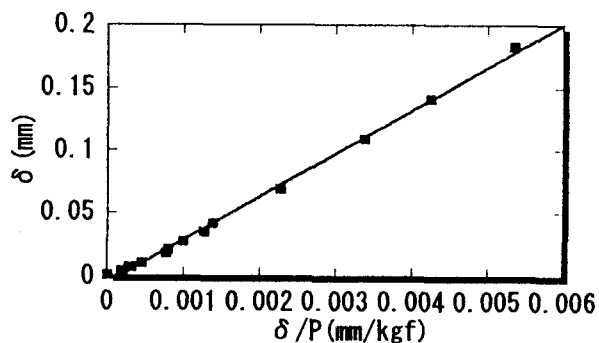


図3.6.9(b)  $\delta - \delta / P$  曲線

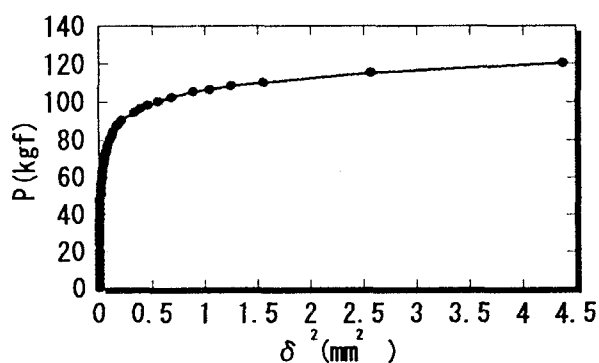


図3.6.10(a)  $P - \delta^2$  曲線

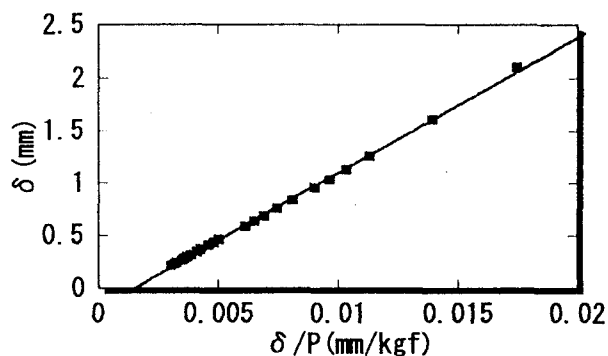


図3.6.10(b)  $\delta - \delta / P$  曲線

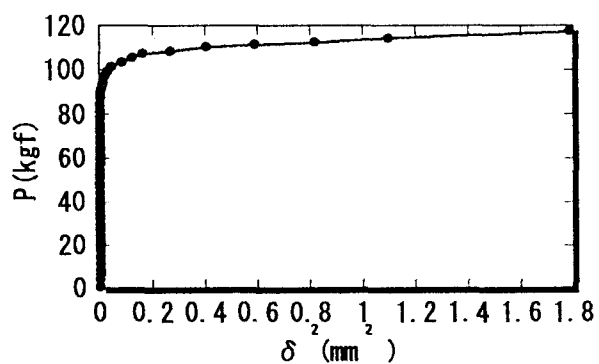


図3.6.11(a)  $P - \delta^2$  曲線

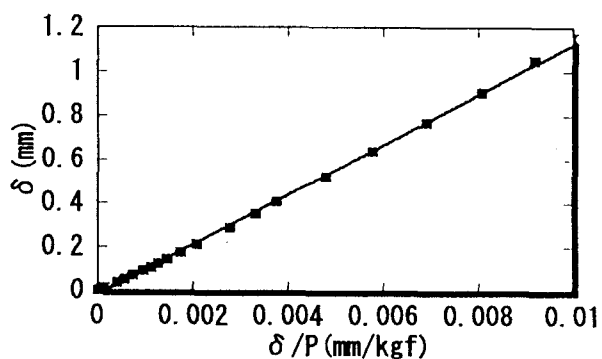


図3.6.11(b)  $\delta - \delta / P$  曲線

c) 座屈強度推定式との比較

表3.6.1に示す材料定数を有するサンドイッチ板について、各層が同じモードで座屈することを前提に、接着層および心材のせん断剛性を考慮に入れたときの、単位幅あたりの座屈荷重を考える<sup>2)、7)</sup>。

図3.6.12に座屈応力に関する実験値と強度推定式による値との比較を示す。ただし、ここ

では接着剤の弾性係数は十分小さいと見なし、零としている。この図から、心材が樹脂の場合には座屈強度の理論推定式による曲線よりも実験値の方が大きく低下していることが分かる。これは、心材のせん断弾性係数が極めて小さいために、心材が容易にせん断変形したことが原因と考えられる。一方、心材が鉛のように、表面材と比較してある程度の剛性を有する場合には、サンドイッチ板の座屈強度は文献7)の座屈強度推定式を拡張して用いれば推定できる。

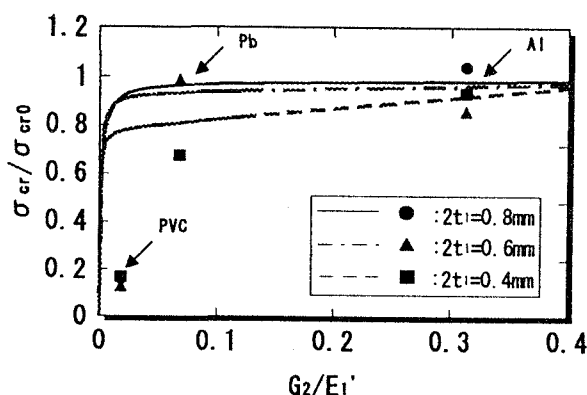


図3.6.12 座屈荷重の比較

### 3.6.2 接着層が座屈強度に及ぼす影響

#### (1) 実験方法<sup>14)</sup>

##### a) 引張接着強さ試験

前節で示したように、心材にある程度以上のせん断弾性係数を持つ鉛やアルミニウムを使用した場合には、実験値と座屈強度推定式との間の差は小さいことが分かった。そこで、接着層の弾性係数が十分小さいことを確認し、剥離等によって接着層が破壊されていないかどうかを確認する目的から、接着部の強度試験を行った。

実験用供試体として、図3.6.13に示すような直径15mm、長さ95mmの純アルミニウムの丸棒を2本突き合わせ、接着して作成した。接着剤には座屈試験において、心材が鉛およびアルミニウムの場合に用いたアラルダイドを用いた。座屈試験と同様に、アムスラー型引張試験機を用い、供試体はそのチャック部分に取り付け、6体を引張試験に供した。このとき、試験機にダイヤルゲージを取り付け、試験中の各荷重レベルにおいて鉛直方向変位を測定した。

##### b) 引張せん断接着強さ試験

実験用供試体として、図3.6.14に示すように、厚さ0.5mmの100×25(mm)および50×25(mm)の純アルミニウム板を3×25(mm)の重なり(ラップ)部分を作り、接着したものを作成した。接着剤は、接着引張試験と同様にアラルダイドを用いた。そして、各供試体におけるラップ部分の厚さをマイクロメータにより5ヶ所ずつ測定した。接着引張試験と同様に、アムスラー型引張試験機を用い、供試体はそのチャック部分に取り

付け、ラップ部分にせん断変形を生じさせるように、5体を引張試験に供した。このとき、試験機にダイヤルゲージを取り付け、試験中の各荷重レベルにおいて鉛直方向変位を測定した。

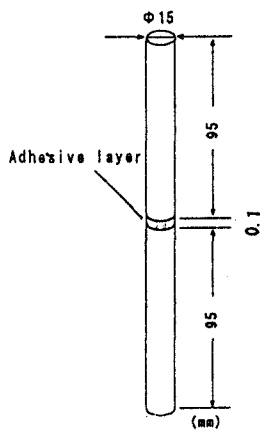


図3.6.13 引張接着強さ試験用供試体

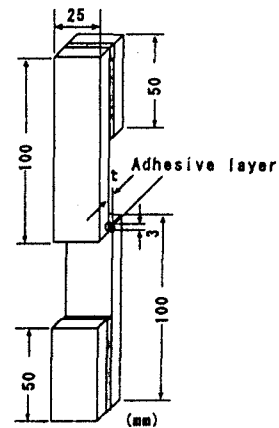


図3.6.14 引張せん断接着強さ試験用供試体

(2) 試験結果および考察

a) 引張接着強さ試験

荷重と鉛直方向変位の結果の一例を図3.6.15に示す。これらの結果より最大荷重から各供試体の引張強度を求めた。これらの平均から接着層の引張強さは  $1.94 \text{ kgf/mm}^2$  ( $19.0 \text{ MPa}$ ) であった。また、各供試体の載荷荷重と鉛直方向変位の結果から引張応力とひずみの関係を導き、ヤング率を求めた。載荷直後の傾きから、最小2乗法を用いて算出した結果、各供試体のヤング率の平均値は  $0.069 \text{ kgf/mm}^2$  ( $0.68 \text{ MPa}$ ) であった。

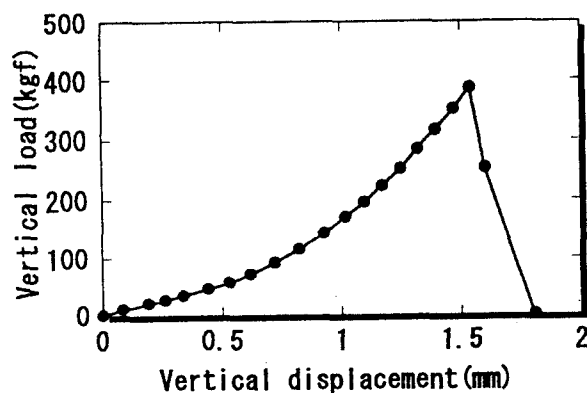


図3.6.15 荷重—変位関係

b) 引張せん断接着強さ試験

載荷荷重と鉛直方向変位の結果の一例を図3.6.16に示す。これらの結果より最大荷重から



供試体のせん断強さを求めると、その平均値は  $1.48 \text{ kgf/mm}^2$  ( $14.5 \text{ MPa}$ ) となった。また、各供試体の載荷荷重と鉛直方向変位の結果から、せん断応力とせん断ひずみの関係を導き、載荷直後の傾きから最小2乗法を用いてせん断弾性係数を求めた。その結果、せん断弾性係数の平均値は  $0.035 \text{ kgf/mm}^2$  ( $0.34 \text{ MPa}$ ) となった。

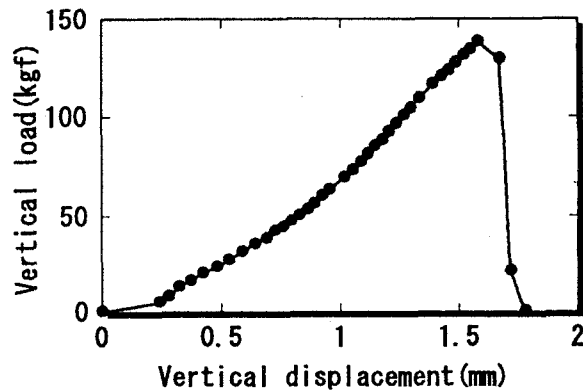


図3.6.16 荷重—変位関係

#### c) 接着層が座屈強度に及ぼす影響

供試体として用いたサンドイッチ板では、実際には、全厚の10%程度が接着層であるため、その影響が無視できず、全部で5層のサンドイッチ板と見なすことができる。したがって、接着層が、ある程度のせん断剛性を有しているならば、全厚の増加に伴い、接着層が座屈荷重に影響すると考えられる。前述の接着引張試験および接着せん断試験より求めたヤング率およびせん断弾性係数は、アルミニウムの値と比較すれば無視できるオーダーであり、値としてはゴムに近く、表面材と心材の間にゴムを挟んだ状態になっていることが確認できた。

#### d) 接着層の強度

接着層は必ずしも均質な板状ではないと考えられるものの、弾性体と仮定したときに接着層内に生じる引張応力とせん断応力が接着剤の引張接着強さおよびせん断引張接着強さよりも小さいことが、接着部の強度として期待される。

### 3.6.3 結論

サンドイッチ板の座屈強度について検討した結果、以下のことが明らかになった。

- 1) 同一の板厚構成のもとで、サンドイッチ板の座屈応力を向上させるためには、表面材と心材のヤング率が近い方が望ましく、心材のヤング率が小さい場合には、そのせん断弾性係数を大きくすることの効果の方が大きい。
- 2) 通常のサンドイッチ板では、接着剤の強度は表面材の強度より小さいので、サンドイッチ板の表面材と心材を接合させる接着剤の選択にあたっては、接着層を含めた応力状態を考慮した強度試験を行う必要がある。
- 3) 実験においては、表面材として、アルミ板を用いたが、表面材と心材の剛性の比に着目しており、表面材として鋼材を用いた場合でも、弾性範囲内で座屈することを前提とすれば、同様な結論が得られると思われる。今後の検討課題としては、接着層の厚さが無視できる程

度の、もう少し板厚の大きな供試体による実験を行うことが考えられる。さらに、利用範囲の拡大を考えた場合、コストパフォーマンスを考えた設計についても配慮する必要がある。

#### 参考文献

- 1)宮入裕夫他：複合材料の辞典、朝倉書店、1991年
- 2)吉田総仁・本屋敷洋一：樹脂サンドイッチ鋼板の三点曲げの弾塑性解析、塑性と加工、第30巻、第340号、pp.716-722、1989年5月
- 3)由田征史：制振鋼板のプレス加工性、塑性と加工、第26巻、第291号、pp.394-399、1985年5月
- 4)牧廣・島村昭治編：複合材料技術集成、産業技術センター、1976年
- 5)植村益次：サンドイッチ構造の安定強度、日本機械学会誌、第71巻、第593号、pp.10-18、1968年6月
- 6)金原薫・剣持潔：サンドイッチ構造の性能・設計・評価(I)、日本複合材料学会誌、第8巻、第4号、pp.150-158、1982年4月
- 7)林毅編：軽構造の理論とその応用(上)、(下)、日科技連出版社、1966年
- 8)岡田久志・橋本篤秀・緑川光正：面内に圧縮力を受ける樹脂サンドイッチ鋼板の強度に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第446号、pp.107-116、1993年4月
- 9)森山卓郎・川口喜史・依田照彦：圧縮荷重を受けるサンドイッチ板の座屈強度に関する研究、鋼構造年次論文報告集、第2巻、pp.155-162、1994年
- 10)金原薫：サンドイッチ構造の性能・設計・評価(IV)、日本複合材料学会誌、第11巻、第2号、pp.68-74、1985年2月
- 11)牧野正己：複合板の最適芯材比、工業材料、第13巻、第15号、pp.76-77、1965年
- 12)牧野正己：三同一致構造の理論、建築材料、pp.11-20、1962年11月
- 13)Southwell, R.V.:On the Analysis of Experimental Observation in Problems of Elastic Stability, Proc.R.Soc.London, Ser.A, 135, pp.601-616,1932
- 14)接着接合研究小委員会：鋼構造物への接着接合の適用、日本鋼構造協会、JSSCレポートNo.26、1993年11月

### 3. 7 波形鋼板のせん断座屈強度

#### 3. 7. 1 波形鋼板の特徴

波形鋼板とプレストレスとコンクリートを用いた新しいタイプの合成桁がフランスをはじめ日本でも建設されるようになってきた。そこでは、波形鋼板をウェブに用いることにより、主桁の重量の軽減が図れ、鋼製箱桁に比べてウェブのせん断座屈が生じにくくなるため、ウェブを薄くすることができることが利点の一つとして挙げられている。このように、波形鋼板という新しい構造形式は、一般的な平鋼板と比較して、多くの異なる性質・特徴を有している。以下に、その波形鋼板の特徴を示す<sup>1), 2)</sup>。

①従来型のPC橋の場合、ウェブの部分の重量は主桁全重量の約20～30%を占めるが、波形鋼板をウェブに利用すれば、主桁重量をかなり軽減することができる。

②波形鋼板のせん断座屈強度は、波形の深さを大きくすることにより自由に変化させることができ、ある程度の深さがあれば、平鋼板と比べ、かなりの座屈強度の増大を期待できる。このため、波形鋼板をウェブに用いた場合、設計基準で定められている最小板厚を採用することができ、コスト的な面でも有利になる。

③波形鋼板は、平鋼板と比較して、軸方向荷重に対する剛性がかなり小さく、またせん断剛性も多少小さくなる。実際にヤング係数・せん断弾性係数を比較してみると、以下の通りである。

図3.7.1の波形鋼板の見かけのヤング係数 $E_x$ ・せん断弾性係数 $G$ を求めると、

$$E_x = \frac{a+c}{3a+b} E_0 \left( \frac{t}{h} \right)^2 \quad (3.7.1)$$

$$G_1 = \frac{a+c}{a+b} G_0 \quad (3.7.2)$$

ここに、 $E_0$ ：鋼のヤング係数、 $G_1$ ：鋼のせん断弾性係数、 $t$ ：板厚、 $h$ ：波形鋼板のウェブの高さである。

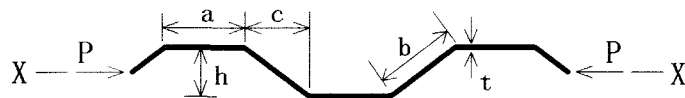


図3.7.1 波形鋼板

例として、式(3.7.1)と(3.7.2)に、 $a=10\text{cm}$ 、 $b=10\text{cm}$ 、 $c=8\text{cm}$ 、 $h=6\text{cm}$ 、 $t=0.45\text{cm}$ を代入してみると、 $E_x = \frac{E_0}{395}$ 、 $G_1 = \frac{9}{10} G_0$ 、が得られる。したがって、波形鋼板ウェブは、せん断力は伝達するが、軸方向剛性がほとんどなく、曲げモーメントには抵抗しないことが分かる。

④プレストレスなど軸方向に力を加えた場合、軸方向剛性が小さいため抵抗できないという波形鋼板のアコーディオン効果により、プレストレスがウェブに分散することなく、コンクリー

トフランジに確実に導入でき、非常に効果的である。

⑤波形鋼板ウェブは軸方向拘束力が極めて小さいため、断面定数はウェブを無視した断面を用いて算定することができ、計算を簡素化できる。その妥当性は有限要素解析の結果からも確認できる。

⑥平鋼板と比較して、ウェブの波形模様は、美観的に優れた構造形式である。

### 3. 7. 2 波形鋼板のせん断座屈強度

波形鋼板のせん断座屈強度は、一般的な平鋼板に比べ飛躍的に増大する。シェリジーによってなされた解析によると、波形鋼板のせん断座屈は、以下のような3つの座屈に分類される。

#### (1) せん断局部座屈強度

せん断局部座屈強度は等せん断応力下で2つの折り目間で単純支持された平板として簡単に計算することができ、鋼帯板の座屈強度に相当する。波形鋼板ウェブを用いた合成PC箱桁の場合にはせん断応力を受けるウェブの境界条件は、床版との接合部を固定支持に、鋼板の折り曲げ点を単純支持と見なすことができる。

したがって、せん断局部座屈強度は、板の折り曲げ点を単純支持とした座屈問題として、Skan and Southwell<sup>2)</sup> の式より求められる。

$$\tau_{cr} = \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \times \left(\frac{t}{b}\right)^2 \times k \quad (3.7.3)$$

ここに、E：ヤング係数、 $\nu$ ：ポアソン比、t：板厚、a：長辺長、b：短辺長、k：アスペクト比b/aより与えられる係数である。

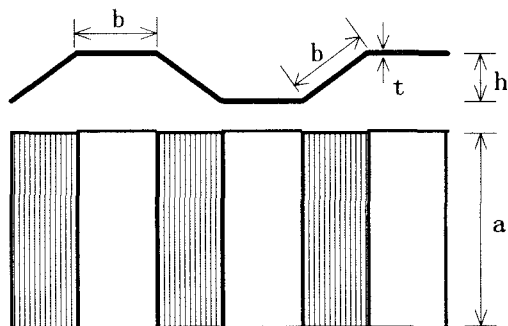


図3.7.2 せん断局部座屈モードの解析モデル

#### (2) せん断全体座屈強度

せん断全体座屈強度は、波形鋼板を異方性板と仮定して容易に計算される。ただし、通常の数値解析では波形鋼板のねじり剛性の影響は考慮していない。波形鋼板パネルの規則的な波形が小さいときに発生する座屈である。

せん断全体座屈強度は図3.7.3のように波形鋼板を直交異方性板とみなし、既往の研究成果である John T. Easley の式<sup>3)</sup>より求められる。

$$\tau_{cr} = 36\beta \frac{(EI_Y)^{1/4} (EI_X)^{3/4}}{h^2 t} \quad (3.7.4)$$

ここに、 $I_X$  : X軸に関する単位長さあたりの断面2次モーメント、 $I_Y$  : Y軸に関する単位長さあたりの断面2次モーメント、 $t$  : 板厚、 $h$  : 高さ、 $\beta$  : 材端の固定度を示す係数 ( $1.0 \leq \beta \leq 1.9$ )、単純支持のとき  $\beta = 1.0$ 、固定支持のとき  $\beta = 1.9$ である。

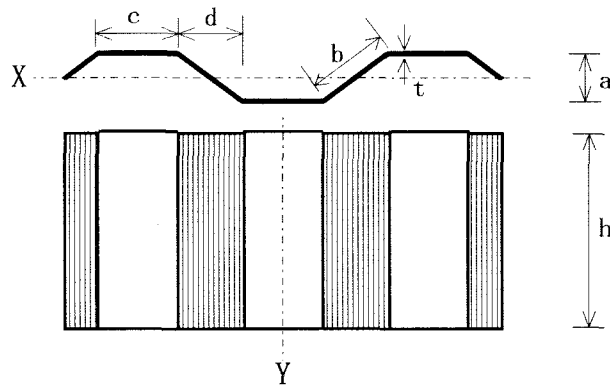


図3.7.3 せん断全体座屈解析モデル

### (3) せん断連成座屈強度

既往の研究結果<sup>2)</sup>によると、有限要素法によるせん断座屈強度計算結果から、波形ウェブの場合、全体座屈と局部座屈の連成の程度はそれほど大きくなく、局部座屈は Skan and Southwell の式で、全体座屈は John T. Easley の式で近似できる範囲が多いことが分かっている。しかしながら、実際に使用する波形鋼板ウェブの高さが連成座屈の生じる範囲内にあることを考えると、連成座屈強度を推定する近似式をパラメータ解析等により誘導することが必要になる。

ここでは、せん断応力を受ける波形鋼板の連成座屈強度を推定する式が既往の研究の中に見られないので、設計公式を作成する前の段階として、有限要素解析を用いてせん断連成座屈を含めてせん断座屈解析を行った<sup>4)</sup>。解析モデルは、図3.7.4に示す波形鋼板であり、パラメータとしてウェブの高さのみを変化させた。境界条件としては、波形鋼板周辺を回転拘束し、面内方向変位は対角の位置で支持している。要素分割は標準的な有限要素解析に従っている。図3.7.5に計算結果を示す。図より有限要素解析の結果が局部座屈と全体座屈との間の連成座屈強度を適切に近似していることが分かる。有限要素解析の結果の方がウェブの高さの低い部分で局部座屈強度より大きい値を示したのは、局部座屈強度推定式では折り曲げ点を単純支持としているためである。表3.7.1に有限要素解析の結果と座屈モードの詳細を示す。表中には1次から3次までのモードについての計算結果と座屈している箇所を併記している。座屈モードがウェブ両側の境界条件に左右されていない様子が図3.7.6から分かる。図に示すような座屈モードからも有限要素解析の妥当性が判断できる。

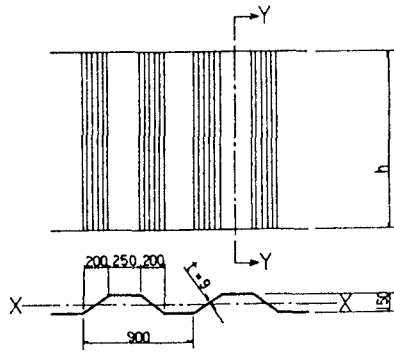


図3.7.4 せん断座屈の解析モデル

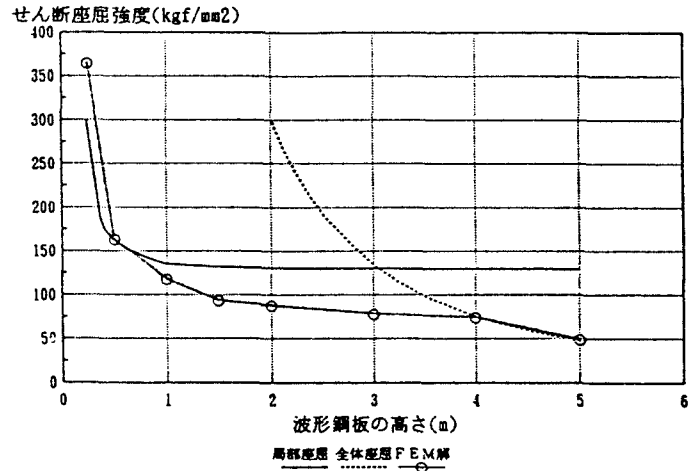


図3.7.5 せん断座屈強度曲線

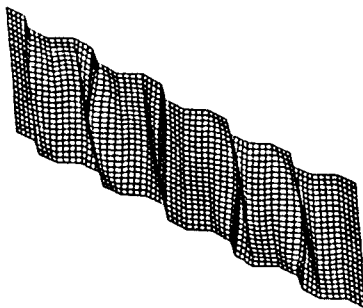


図3.7.6 せん断座屈のモード(H=1.5m)

表3.7.1 有限要素解析の結果

せん断座屈強度(kgf/mm<sup>2</sup>) 対角支持, 両側回転固定

鋼板高さ	モード数	固有値	初期せん断	座屈応力	座屈場所	局部座屈	全体座屈
H=0.1m	1次	1827.8	0.46-0.42	812.4	?		
	2次	2895.5	平均	1286.9	全体		
	3次	2943.6	0.4444	1308.3	全体	1508.2	119077.9
H=0.25m	1次	2048.3	0.181-0.174	364.1	全体		
	2次	2277.1	平均	404.8	全体		
	3次	2437.4	0.1778	433.3	全体	302.1	19052.5
H=0.5m	1次	915.4	0.182-0.175	162.7	全体		
	2次	925.3	平均	164.5	全体		
	3次	949.1	0.1778	168.7	全体	164.8	4763.1
H=1.0m	1次	659.8	0.182-0.175	117.3	全体		
	2次	781.6	平均	139.0	全体		
	3次	790.6	0.1778	140.6	全体	137.5	1190.8
H=1.5m	1次	522.5	0.182-0.175	92.9	全体		
	2次	559.6	平均	99.5	全体		
	3次	578.9	0.1778	102.9	全体	134.1	529.2
H=2.0m	1次	491.2	0.182-0.175	87.3	全体		
	2次	514.5	平均	91.5	全体		
	3次	527.2	0.1778	93.7	全体	132.9	297.7
H=3.0m	1次	418.2	0.182-0.175	74.4	端		
	2次	420.8	平均	74.8	端		
	3次	437.5	0.1778	77.8	全体	132.0	132.3
H=4.0m	1次	414.2	0.182-0.175	73.6	中央		
	2次	442.5	平均	78.7	中央		
	3次	492.3	0.1778	87.5	全体	131.7	74.4
H=5.0m	1次	273.8	0.182-0.175	48.7	中央		
	2次	274.1	平均	48.7	中央		
	3次	291.4	0.1778	51.8	全体	131.6	47.6

### 3. 7. 3 あとがき

有限要素法を用いたせん断座屈強度の計算結果から、波形鋼板の場合、全体座屈と局部座屈の連成の程度はそれ程大きくなく、既往の研究に見られる局部座屈強度式と全体座屈強度式で近似できる範囲が多いことが分かった。しかしながら、実際に使用されている波形鋼板ウェブの高さは連成座屈の生じる範囲にあることを考えると、連成座屈強度を推定する近似式を作成することが必要になると思われる。さらに実際の橋梁への適用を考えると、波形鋼板それ自身の連結の問題、フランジプレートとの溶接部の疲労の問題など今後検討すべき問題も残されている。

#### 参考文献

- 1) 依田照彦・大浦隆：波形鋼板ウェブを用いた合成PC箱桁のねじり特性について、構造工学論文集、Vol. 39A、1993年3月、pp. 1251-1258
- 2) Combault, J. (大浦隆訳)：シャロール近くのモープレ橋、プレストレストコンクリート、Vol. 34, NO. 1, プレストレストコンクリート技術協会、1992年1月、pp. 63-71
- 3) Easley, J.T.: Buckling formulas for corrugated metal shear diaphragms, ASCE, ST7, July 1975, pp. 1403-1417
- 4) 関井勝己・大浦隆・依田照彦：波形鋼板ウェブのせん断座屈強度に関する一考察、第48回年次学術講演会、講演概要集第1部、1993年、pp. 218-219