

変断面鋼管短柱の断面変化部の局部座屈実験と解析

Static experiment and analysis on local buckling phenomenon of steel tubular stub column at thickness transition portion

森 雅美*・鈴木一孝**・増田陳紀***・石川信隆****・香月 智†

Masami MORI, Kazutaka SUZUKI, Nobutoshi MASUDA, Nobutaka ISHIKAWA and Satoshi KATSUKI

*正会員 防衛大学校講師 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

**正会員 修(工) トピー工業(株) (当時武蔵工業大学大学院工学研究科土木工学専攻学生)

***フェロー会員 工博 武蔵工業大学教授 工学部都市基盤工学科 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤1-28-1)

****フェロー会員 工博 東海大学大学院非常勤講師 工学部土木工学科 (〒259-1292 神奈川県平塚市北金目1117)

†正会員 工博 防衛大学校教授 システム工学群建設環境工学科 (〒239-8686 神奈川県横須賀市走水1-10-20)

This paper presents both experimental and analytical studies on the occurrence condition of bulge local buckling phenomenon of steel tubular stub column with nonuniform thickness around the thickness transition section. First, the occurrence condition of bulge local buckling phenomenon is investigated by using an axisymmetric finite element method that takes both material and geometrical nonlinearities into account. Then, steel tubular stub columns are manufactured following the above occurrence condition. Static compression test was performed for the specimens, and it is confirmed that bulge local buckling occurs around the section where thickness of the specimen changes. Finally, the static test results are analyzed by using a three dimensional finite element method. It is shown that the analytical results coincide fairly well with the experimental ones.

Key Words : steel tubular stub column with nonuniform thickness, local buckling, static compression test, finite element method, plastic local buckling stress

キーワード：変断面鋼管短柱，局部座屈，静的圧縮実験，有限要素法，塑性局部座屈応力

1. 緒 言

兵庫県南部地震で発生した鋼管橋脚の局部座屈については、種々な原因説が提案されている。多くは、水平動によって生じた繰返し曲げによって断面変化部に生じた片側局部座屈が徐々に全周に広がったとするものである^{1)~9)}。一方で、突き上げ衝撃荷重で圧縮力による局部座屈が発生したとする研究も幾つかある^{10)~15)}。いずれの原因であったとしても、局部座屈発生を抑制する補強対策が異なるものではなく、既に具体的な対策が講じられている現在においては、この点に関する社会工学的な意味合いは薄れてしまったようである。しかし、断面変化部の局部座屈の発生条件について基本的事項を明確にしておくことの工学的意義はそのまま残されているとも考えられる。

局部座屈損傷が特に著しかった代表例として阪神高速神戸3号線の鋼製円筒橋脚(P-584 海側)が研究対象とされてきた¹⁶⁾。本構造は、径厚比が $D/t=100$ (D : 外径; t : 板厚) 以下程度でやや厚肉の円筒シェルであり、軸圧縮力に対しては塑性局部座屈領域にある¹⁶⁾。局部座屈波形は、橋脚中央部の2つのダイアフラム間内(図-1(a)の楕円で囲んだ $l=2l_1=2l_2$ (l : ダイアフラム間隔; 図-1(b) 参照)の部分で、径長比(本来なら長径比と称

すべきところだが、本論では慣用に従い径長比と称する): $l/D \div 0.91$) で、板厚が $t_1=21\text{mm}$ から $t_2=28\text{mm}$ に変化している断面変化部(径厚比: $D/t_1 \div 105$, 板厚比: $t_2/t_1 \div 1.33$)の直上で発生している。

一般に、円筒シェルの座屈挙動は形状寸法比や両端の境界条件などの幾何的条件に大きく影響されることが知られている¹⁷⁾。P-584 海側橋脚のようなやや厚肉の変断面円筒シェルの場合、形状寸法比としては上述した断面変化部の径厚比 D/t_1 、板厚比 t_2/t_1 と径長比 l/D の3つの幾何パラメータ、境界条件としてはダイアフラムによる半径方向の補剛効果および半径と円周方向の回転拘束効果等が考えられる。このように、軸圧縮力を受ける被災橋脚のようなやや厚肉の変断面円筒シェルの塑性局部座屈挙動は、上述の3つの幾何パラメータとダイアフラムの存在による幾何学的境界条件に影響される。従来の研究のうち、文献^{1)~9)}では、準静的繰返し載荷実験による大地震時の鋼製橋脚の挙動解明や耐震性の評価を目的としたもので、軸圧縮力による局部座屈を想定していない。一方、軸圧縮力による局部座屈を対象とした文献^{10)~15)}の研究の中で、大野ら¹¹⁾は水平衝撃載荷装置を、奥田ら¹²⁾は水中線爆装置を用いて断面変化部を有する鋼管柱部材の衝撃載荷実験を行い、管厚変化部での環状の軸対称局部座

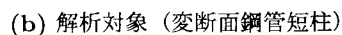
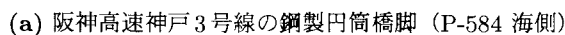


図-1 解析対象のモデル化

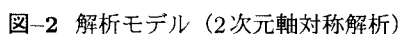


表-1 解析モデルの材料定数 (2次元軸対称解析)

Young's Modulus	$E(\times 10^3 \text{ N/mm}^2)$	206
Poisson's Ratio	ν	0.3
Yield Stress	$\sigma_y(\text{N/mm}^2)$	235
Tangent Modulus	$E_t(\text{N/mm}^2)$	2059
Density	$\rho(\text{kg/m}^3)$	7850

表-2 検討パラメータ

$D(\text{mm})$	D/t_1	l/D	t_2/t_1
140	70 80 90 100	0.8 0.9 1.0 1.1	1.0
			1.1
			1.2
			1.3
			1.4
			1.5
			1.6
			1.7
			1.8
			1.9
2.0			

屈波形を再現し得ている。しかし、これらの研究では前記の幾何パラメータの影響については触れられておらず、研究例は皆無であるのが実情である。

以上のような背景を踏まえて、本研究では、鋼管変断面柱の変断面直近に発生する局部座屈について、①2次元軸対称シェル要素による局部座屈発生条件分析、②静的圧縮実験による局部座屈現象の再現、および③3次元シェル要素による実験結果のシミュレーション解析を行い、その発生条件を検討した。

2. 2次元軸対称シェル解析による局部座屈発生条件分析

2.1 解析対象

実験に先立ち、橋脚全体系の中から局部座屈の発生したダイアフラム間の変断面円筒シェル（図-1(a)の

太楕円で囲んだ部分) 部分を取り出した 図-1(b) に示す変断面鋼管短柱(上部: $l_1=l/2, t_1$; 下部: $l_2=l/2, t_2$) を解析し, 局部座屈発生条件を検討する. ダイアフラムの効果は, 上下端の変位を完全固定とする幾何学的境界条件に置換した. このような幾何学的境界条件の下で, 軸圧縮力を受ける変断面鋼管短柱の塑性局部座屈挙動に及ぼす上記 3つの幾何パラメータの影響を検討することとする.

2.2 解析モデルと解析方法

解析対象の軸対称部分（図-1(b)のAとB間の部分）の板厚中心線に図-2(a)に示す2次元の軸対称シェル要素を配置した解析モデルを設定し、軸対称部分の板厚中心線が中心軸回りに回転して全体形状を表すものとする。軸対称部分の上部（薄肉部： $l_1=l/2$, t_1 ）と下部（厚肉部： $l_2=l/2$, t_2 ）の板厚中心半径はそれぞれ $R_1=(D-t_1)/2$ と $R_2=(D-t_2)/2$ であるから、両部は半径方向に $e=(t_2-t_1)/2$ だけ偏心していることになる。用いた軸対称シェル要素は、図-2(b)に示すように1要素3節点で1節点3自由度（ u :半径方向の変位； w :軸方向の変位； β :円周方向回りの回転角）である。軸方向弾性座屈波長は、上側薄肉部で $1.72\sqrt{R_1 t_1} \div 18\text{mm}$ 、下側厚肉部で $1.72\sqrt{R_2 t_2} \div 21\text{mm}$ であるので、座屈発生箇所に要求される分割数（軸方向弾性座屈波長内に数要素を配置）¹⁶⁾を満たすよう両部とも要素長を1mmとした。板厚が遷移する領域は、鉛直方向の投影長が1mmの要素1要素（上端の板厚： t_1 、下端の板厚： t_2 ）でモデル化し、解析モデル全体の鉛直方向を等分割とした。材料は、鋼種による違いの影響を避けて幾何パラメータの影響のみを検討するため、軟鋼 SS400 に統一した。

解析対象の非弾性局部座屈挙動を考慮するため、von Mises の降伏関数と関連流動則に従う移動硬化則を用いた弾塑性構成則により材料非線形性を、また Total Lagrange 法により幾何学的非線形性を考慮した複合非線形静的解析を行った。非線形解析の求解法には Newton-Raphson 法を用い、収束判定はひずみエネルギーの相対誤差で行い、許容値を0.1%とした。解析モデルの材料定数を表-1に示す。表中、密度は今回の結果には直接影響しないが、今後の動的挙動の検討においては重要な因子なので示す。また、弾塑性構成則の相当応力～相当ひずみ関係はバイリニア型の真応力～対数ひずみ関係を仮定して求めた。

幾何学的境界条件は、解析モデルの両端部の全自由度を完全固定（図-2(a)のA、Bの点の変位を $u=w=\beta=0$ 、ただしAの点の w を除く）とし、荷重条件は図-2(a)のAの点の z 方向への一様強制変位入力により軸圧縮力を負荷した。検討パラメータは、表-2に示すように、解析モデルの外径を $D=140\text{mm}$ に固定し、幾何パラメータである径厚比を $D/t_1=70\sim 100$ の間で10刻み、径長比を $l/D=0.8\sim 1.1$ の間で0.1刻み、また板厚比を $t_2/t_1=1.0\sim 2.0$ の間で0.1刻みの範囲で変化させて計176ケースについて解析した。なお、数値解析には汎用コード DIANA¹⁸⁾を用い、残留応力と幾何学的初期不整の影響は無視した。

2.3 局部座屈モードに及ぼす幾何パラメータの影響

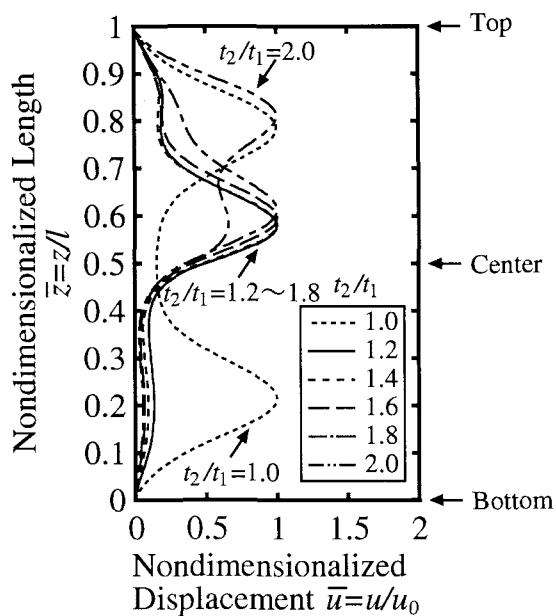
図-3(a)～(d)は、それぞれ径長比 l/D が0.8、0.9、1.0と1.1の場合の変断面円筒シェルの軸圧縮方向に

1.0mm 強制変形させた時の半径方向の変形形状を板厚比 t_2/t_1 をパラメータとして示したもので、径厚比は $D/t_1=100$ である。図中、縦軸は変断面円筒シェルの軸方向の位置 z を円筒シェル長 l で除した無次元化円筒シェル長 $\bar{z}=z/l$ 、横軸は半径方向の変位 u をその最大値 u_0 （概ね0.1～0.2mm）で除した無次元化変位 $\bar{u}=u/u_0$ を示している。後述する供試体の幾何パラメータ（ $l/D \div 0.91$, $t_2/t_1 \div 1.31$, $D/t_1 \div 86.5$ ）は図-4での検討範囲内にあり、その座屈変位は後述の図-12の荷重～変位関係より $\delta_{cr} \div 0.26\text{mm}$ となる。強制変位1mmは座屈変位を超えているため、図-3の半径方向の変形形状は局部座屈モードと見なせる。以下、変断面円筒シェルの局部座屈モードに及ぼす各幾何パラメータの影響を考察する。

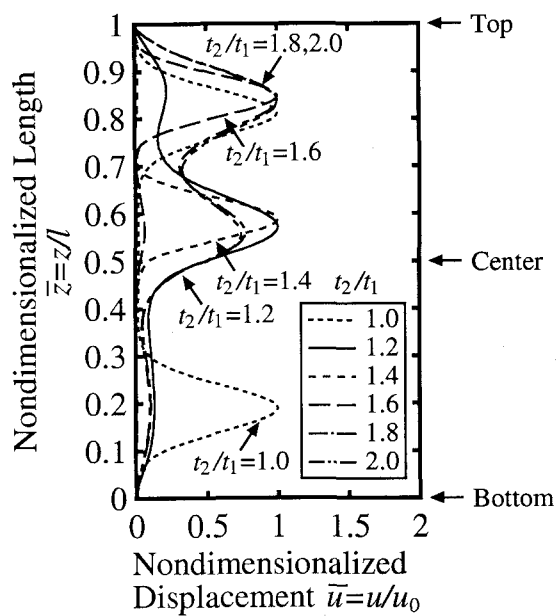
図-3(a)に示す径長比が $l/D=0.8$ では、板厚比 $t_2/t_1=1.2\sim 1.8$ の範囲では断面変化部直上（ $\bar{z} \div 0.6$ ）を頂点とする局部座屈波形が発生する。ただし、 t_2/t_1 の増大に伴い断面変化部直上より上部（薄肉部）の変形が大きくなることがわかる。さらに、板厚比が本検討範囲で最大の $t_2/t_1=2.0$ になると、この傾向がさらに著しくなり、断面変化部直上に加え、その波形より大きな局部座屈波形が上端近傍（ $\bar{z} \div 0.8$ ）に形成され、局部座屈波形は2波からなる形状に変化する。このように、板厚比 t_2/t_1 によって局部座屈モードが変化する原因として、変断面円筒シェルに作用する軸圧縮力 P と板厚変化による板厚中心の半径方向の偏心 e の積で表される偏心モーメント $M=Pe$ および変断面円筒シェルの上部と下部の剛性比が断面変化部近傍で連成して影響するためと考えられる。すなわち、径厚比が $t_2/t_1=1.2\sim 1.8$ の範囲では、 $t_2/t_1=2.0$ の場合に比し相対的に偏心モーメントは小さいものの下部の剛性が小さいため、直上部（上部）のみならず直下部（下部）に及ぶ座屈波形が形成され易くなる。一方、 $t_2/t_1=2.0$ の場合では相対的に偏心モーメントは大きいものの下部の剛性が大きく、断面変化部直上では直下部（下部）に及ぶ座屈波形を形成しにくいいため、局部座屈波形は幾何学的境界条件（完全固定）の拘束により上端近傍で先行して発生し、その大きさも大きくなるものと考えられる。

板厚比が最小の $t_2/t_1=1$ 、つまり等断面の場合は上端近傍（ $\bar{z} \div 0.2$ ）と下端近傍（ $\bar{z} \div 0.8$ ）の互に対称な2箇所でも局部座屈波形が発生している。これは、変断面の場合とは異なって等断面の場合では軸方向中央近傍には偏心モーメントが作用せず幾何学的境界条件の拘束を受ける上下端部に比し変形しにくいいため、上下端部が先行して局部座屈するものと考えられる。

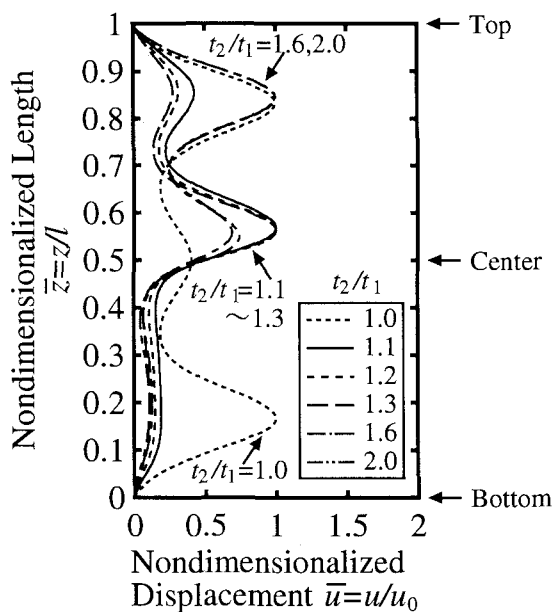
図-3(b)の径長比が $l/D=0.9$ では、板厚比 $t_2/t_1=1.2$ と1.4の場合のみ断面変化部直上（ $\bar{z} \div 0.58$ ）で座屈する。しかし、 $t_2/t_1=1.6$ の場合では上端近傍（ $\bar{z} \div 0.85$ ）、また $t_2/t_1=1.8$ と2.0の場合では断面変化部直上（ $\bar{z} \div 0.58$ ）と上端近傍（ $\bar{z} \div 0.85$ ）を頂点とする



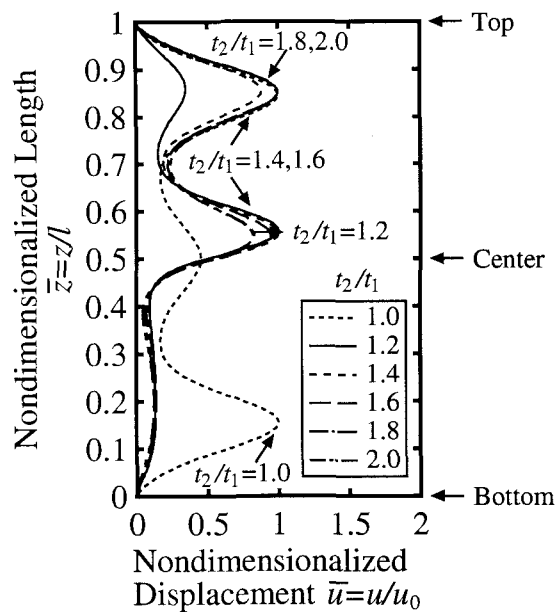
(a) $l/D=0.8$ ($l=112\text{mm}$)



(b) $l/D=0.9$ ($l=126\text{mm}$)



(c) $l/D=1.0$ ($l=140\text{mm}$)



(d) $l/D=1.1$ ($l=154\text{mm}$)

図-3 局部座屈モードに及ぼす幾何パラメータの影響 ($D/t_1=100$)

上端近傍の方が大きな2波より成る局部座屈波形が形成される。このように、径長比 $l/D=0.8$ (図-3(a)) の場合と同様に、板厚比 t_2/t_1 の増大に伴って座屈波形の頂点は断面変化部直上 ($\bar{z}=0.58$) から上端近傍 ($\bar{z}=0.85$) へ移行し、また断面変化部直上と上端近傍の2箇所を頂点とする2波より成る局部座屈波形が形成されるようになる。また、断面変化部直上 ($\bar{z}=0.58$) で局部座屈の発生する板厚比の範囲は、径長比が $l/D=0.8$ (図-3(a); $t_2/t_1=1.1\sim 1.8$) から 0.9 ($t_2/t_1=1.1\sim 1.4$) と大きくなるに伴い、約半分に狭くなっていることがわかる。

図-3(c) に示す径長比が $l/D=1.0$ の場合では、板厚比 $t_2/t_1=1.1\sim 1.3$ の範囲では断面変化部直上 ($\bar{z}=0.55$) で座屈する。しかし、 $t_2/t_1=1.6$ と 2.0 の場合では断面変化部直上 ($\bar{z}=0.55$) と上端近傍 ($\bar{z}=0.85$) を頂点とする上端近傍の方が大きな2波より成る局部座屈波形が形成される。断面変化部直上 ($\bar{z}=0.55$) で局部座屈の発生する板厚比の範囲 ($t_2/t_1=1.1\sim 1.3$) は、 $l/D=0.9$ (図-3(b)) の場合 ($t_2/t_1=1.1\sim 1.4$) に比し少し狭くなっていることがわかる。なお、前述したように、計算は板厚比を 0.1 刻みで行ったが、図が煩雑になるのを避けるため、一部の結果の表示を省略している。

図-3(d)より径長比が本検討範囲で最大の $l/D=1.1$ になると、 $t_2/t_1=1.2$ 以外ではもはや断面変化部直上の単独の局部座屈波形が形成されなくなり、断面変化部直上($\bar{z}=0.55$)と上端近傍($\bar{z}=0.85$)を頂点とする2波の局部座屈波形が形成されるようになる。つまり、板厚比 $t_2/t_1=1.2$ の場合では図-3(c)の $l/D=1.0$ の場合と同様に断面変化部直上の方が大きな局部座屈波形であるが、板厚比が $t_2/t_1=1.4, 1.6$ と大きくなると両者の局部座屈波形の大きさがほぼ同じとなり、板厚比がさらに $t_2/t_1=1.8, 2.0$ と大きくなると、上端近傍の局部座屈波形の方が大きな局部座屈波形になることがわかる。

図-3(a)~(d)を比較すると、 l/D が小さいほど断面変化部直上における局部座屈の t_2/t_1 の発生範囲が広い。また、 t_2/t_1 が1.0よりやや大きい値のところから局部座屈が発生するにもかかわらず、 $t_2/t_1=1$ の等断面では上下端に座屈が発生し、別のモードとなる。すなわち、断面変化部直上に1波のみ局部座屈の発生する条件は極めてデリケートであることがわかる。

2.4 局部座屈モードの分類

前節では、径厚比が $D/t_1=100$ の場合について、局部座屈モードに及ぼす幾何パラメータの影響について考察した。その結果、局部座屈モードは4つのパターンに分類されることがわかった。すなわち、①断面変化部直上のみ、②上端近傍(上端と断面変化部の間)のみ、③上端近傍と断面変化部直上の2箇所、④上端近傍と下端近傍の2箇所(等断面の場合)で生起する場合である。ここでは、 D/t_1 をも含めたパラメータの影響を分析する。図-4(a)~(d)は、径長比 l/D が0.8, 0.9, 1.0, 1.1の場合の局部座屈モードを分類したものである。図中、●印は断面変化部直上の1箇所、△印は上端近傍(上端と断面変化部の間)の1箇所、◇印は上端近傍と断面変化部直上の2箇所、また□印は上端近傍と下端近傍の2箇所(等断面の場合)で局部座屈波形が形成される場合を示し、破線は断面変化部直上の1箇所で局部座屈波形が形成される(●印)ための板厚比 t_2/t_1 の下限と上限を示している。

同図より、断面変化部直上の1箇所で局部座屈波形が形成されるための板厚比 t_2/t_1 の範囲は、径長比と径厚比によって異なる。まず、径長比 $l/D=0.8$ (図-4(a))の場合では1.1~1.8となり、径厚比が大きいほどその範囲は広がる。また $l/D=0.9$ (図-4(b))の場合では1.1~1.5、 $l/D=1.0$ (図-4(c))の場合では1.1~1.3となっている。しかし、 $l/D=1.1$ (図-4(d))の場合では全く生起していない。

参考までにP-584海側橋脚において、局部座屈波形の発生した中央部のダイヤフラム間の断面変化部での幾何的寸法(板厚比 $t_2/t_1=1.33$ 、径厚比 $D/t_1=105$ 、径長比 $l/D=0.91$)は、図-4(b)(径長比 $l/D=0.9$)の

板厚比 $t_2/t_1=1.3$ 、径厚比 $D/t_1=100$ の点に概ね対応しており、この点は断面変化部直上の1箇所で局部座屈波形が形成される幾何パラメータの範囲にあることが認められる。

3. 圧縮実験

3.1 供試体

図-4に示す局部座屈発生条件の範囲からみて、径長比 $l/D=0.91$ 、板厚比 $t_2/t_1=1.31$ は局部座屈発生条件を満足している。そこで、図-5に示す $D=138.4\text{mm}$ 、 $t_1=1.6\text{mm}$ 、 $t_2=2.1\text{mm}$ 、 $l=126\text{mm}$ の供試体を作製した。管種はJIS G 3454のSTPG 370-SH125A SCH20の圧力配管用炭素鋼鋼管(外径139.8mmの熱間仕上継目無鋼管)とし、上部と下部は機械切削により所定の管厚に減厚した。なお、この幾何パラメータは図-4(b)に示すように事前推定で断面変化部直上に局部座屈が発生することが期待されるものである。供試体の材料定数を表-3に示す。表中、降伏応力は検査証明書に記載された値である。

供試体の上下には、両端縁を固定条件とするため板厚42mmの鋼板をはめ込んでいる。供試体と両鋼板の取り付けにあたって、溶接接合した場合は供試体の溶接部に発生する残留応力等の熱影響により局部座屈波形の発生部位等が影響されることが報告されている⁶⁾。このため溶接接合を避けて、両鋼板に円環状の溝(幅:10mm、深さ:3mm)を切削加工し、その溝にエポキシ系接着材を充填して供試体に固着し、供試体と両鋼板を一体化した。

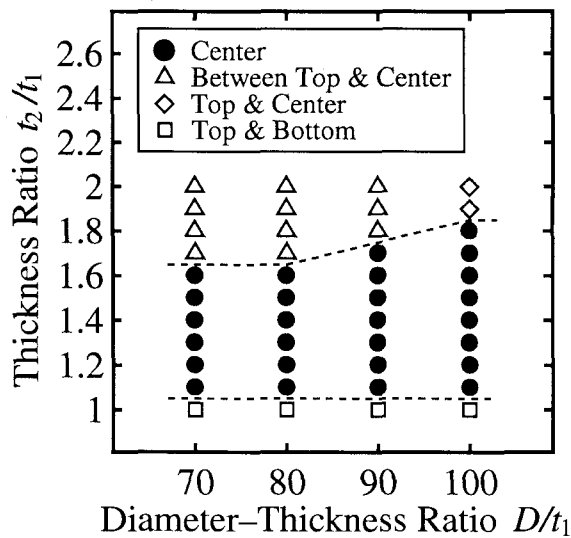
ちなみに、Galambos¹⁹⁾は無次元化局部座屈パラメータを次式のように定義している。

$$\alpha = (E/\sigma_y) / (D/t) \quad (1)$$

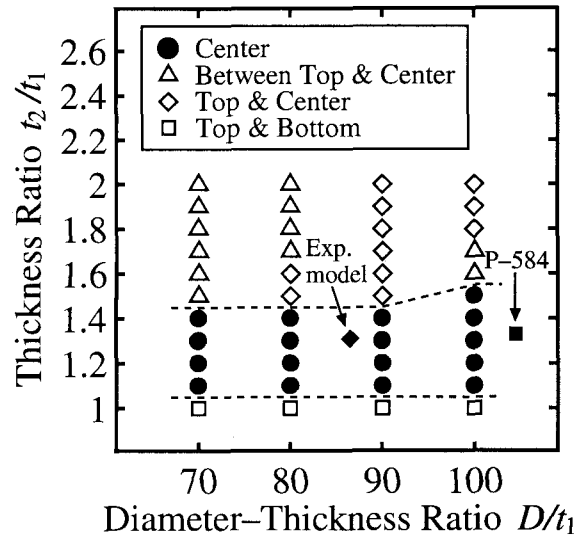
参考までに、この供試体の上部は $\alpha_1=8.8$ 、下部は $\alpha_2=11.6$ となっており、P-584海側橋脚の $\alpha_1=8.4$ 、 $\alpha_2=11.1$ に対してほぼ同等なものとなっている。

3.2 載荷装置と計測項目

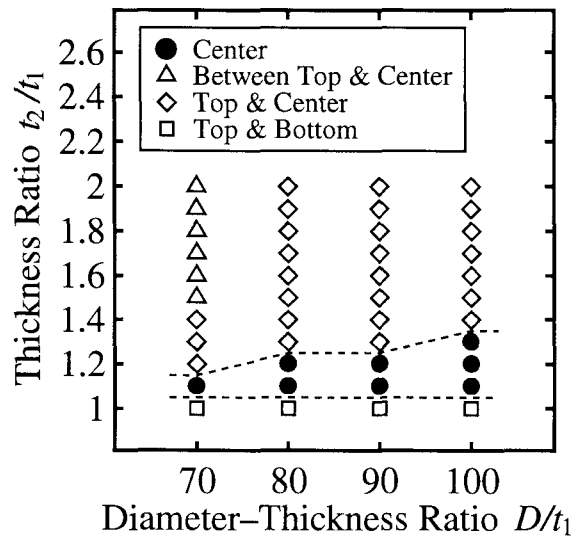
実験は、アムスラー型試験機を用いて行った。加力は、試験機のクロスヘッドの球座を介し、弾性範囲内で中心圧縮の調整を行った後、平押しで載荷した。計測項目は、図-6に示す軸荷重 P 、試験機のテストベッドの変位 u_l (以下、下変位)、クロスヘッドの変位 u_u (以下、上変位)と供試体の表面の軸ひずみ ε_a (G1~G24)である。軸荷重 P は、供試体の下に設置した圧縮型ロードセル(定格容量:490kN)で計測した。供試体の軸変位(縮み量) δ は、下変位 u_l と上変位 u_u を鋼管断面の中心軸を含み互いに直交する2平面内に配置した各4個のひずみゲージ式変位計(定格容量:各200mmと5mm)で計測し、それらの平均値の相対変



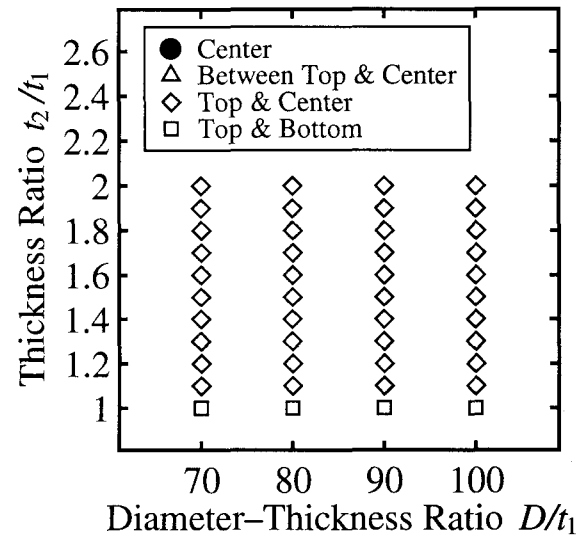
(a) $l/D=0.8$ ($l=112\text{mm}$)



(b) $l/D=0.9$ ($l=126\text{mm}$)



(c) $l/D=1.0$ ($l=140\text{mm}$)



(d) $l/D=1.1$ ($l=154\text{mm}$)

図-4 局部座屈モードの分類

位 ($\delta=u_l-u_u$) として求めた。供試体の表面の軸ひずみ ε_a は、供試体の正面 (Front) を基点として円周方向に 90 度間隔で、軸方向に供試体の上端より 10mm 下 (S1:G1~G4) と下端より 10mm 上 (S6:G21~G24)、断面変化部より 10mm 上 (S3:G9~G12) と 5mm 上 (S4:G13~G16)、また上下端と断面変化部の中間として供試体の上端より 31.5mm 下 (S2:G5~G8) と下端より 36.5mm 上 (S5:G17~G20) の計 6 断面に貼付した箔大ひずみゲージ (ゲージ長: 2mm, ひずみ限界: 約 15%) によって計測した。ここで、供試体の薄肉側 (S1~S4) のひずみゲージは、軸方向のどの位置 (上端部か断面変化部か) に局部座屈波形が発生するかを特定すると同時に、局部座屈の発生過程を観察することを目的としている。また、供試体の厚肉側 (S5, S6) のひずみゲージは、下部では鋼管の管壁に曲げの影響が

表-3 供試体と上・下部鋼板の材料定数

	Specimen	Plate
Material	STPG370	SS400
$E(\times 10^3 \text{N/mm}^2)$	206	206
ν	0.3	0.3
$\sigma_y(\text{N/mm}^2)$	270	235
E_t/E	0.01	0.01
$\rho(\text{kg/m}^3)$	7850	7850

入らない (局部座屈波形が発生しないため) 純圧縮状態にあるため、計測した軸ひずみに軸剛性を乗じて軸圧縮力を算定可能かを検討するためのものである。

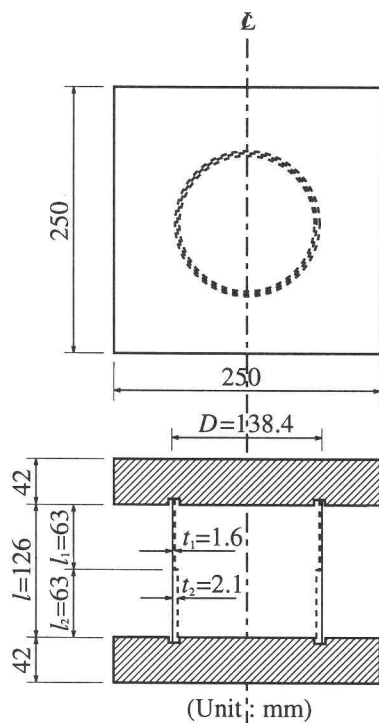


図-5 供試体の形状・寸法

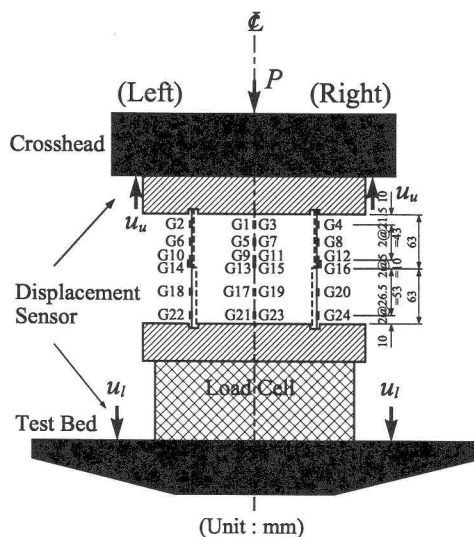


図-6 計測項目

3.3 実験結果と考察

写真-1 に変位 $\delta=3.2\text{mm}$ での供試体の局部座屈モードを示す。図-4 で推定された通り、断面変化部直上で環状の軸対称局部座屈波形を再現し得ている。座屈波長は約 $\frac{2}{5}l_1$ となっている。

図-7 に荷重～変位関係を示す。図-7 より、最大耐力点を第1次の局部座屈波形の発生点とみなせば、実験結果（実線）の座屈荷重は $P_{cr}\div 188.1\text{kN}$ 、それに対応す

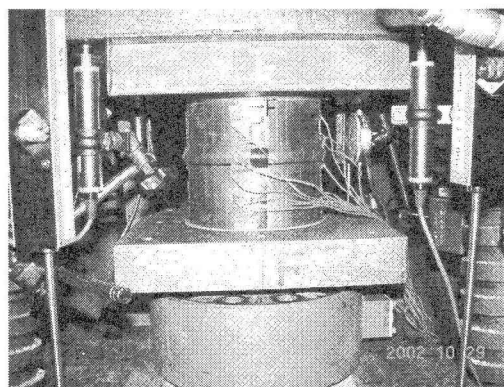


写真-1 局部座屈モード（実験結果： $\delta=3.2\text{mm}$ ）

る座屈変位は $\delta_{cr}\div 0.29\text{mm}$ となる。文献¹⁹⁾では等断面の中心軸圧縮鋼管柱に対する種々の強度提案式が網羅されている。これらの提案式では、無次元化局部座屈パラメータが $\alpha_1\div 8.8$ （供試体の上部）であれば座屈応力 σ_{cr} はほぼ降伏応力 σ_y に等しくなり、これを基に座屈荷重を算定すれば $P_{cr}=A_1\sigma_{cr}\div \pi t_1(D-t_1)\sigma_y\div 185.1\text{kN}$ となり、実験結果（188.1kN）とほぼ一致する。すなわち、座屈荷重だけを目的にすれば、本実験の場合には、既往の等断面の中心軸圧縮鋼管柱に対する強度提案式が適用できることがわかる。

図-8 には軸ひずみ～変位関係を示す。図-8 より、供試体の正面（Front）とその対角位置の背面（Back）での実験結果の比較より、断面変化部直上（S3）では軸ひずみのピーク後で対称性がややくずれているが、それ以外の断面（S1,S2,S4～S6）では対称性が概ね満たされていることがわかる。薄肉側上部（S1,S2）と厚肉側下部（S5,S6）の軸圧縮ひずみ ε_a は、第1波の座屈波形が発生する座屈変位 $\delta_{cr}\div 0.29\text{mm}$ 近傍（前述の図-7 の荷重～変位関係における最大耐力時の変位）でそれぞれ約 0.11～0.20% と約 0.11～0.12% のピーク値を示し、薄肉側上部（S2）では降伏ひずみ $\varepsilon_y\div 0.13\%$ をやや超える塑性域に、薄肉側上部（S1）と厚肉側下部（S5,S6）では弾性域内にあることがわかる。一方、断面変化部直上（S3,S4）では、軸圧縮ひずみ ε_a のピーク値は座屈が発生した変位 $\delta_{cr}\div 0.29\text{mm}$ を超える軸変位 $\delta\div 1.0\text{mm}$ と 0.8mm で現れている。そして、その値はそれぞれ約 0.84～1.0% と約 0.66～0.77% と降伏ひずみ $\varepsilon_y\div 0.13\%$ の約 5～8 倍の塑性域に達している。すなわち、局部座屈は断面変化部直上（S3,S4）で発生し、しかも軸対称の塑性局部座屈波形であることが確認される。最大耐力以降、軸圧縮ひずみは引張側に反転・減少しており、管壁が外側に膨らむ曲げが発生し塑性局部座屈波形が進展して視認可能になる様子が見られる。

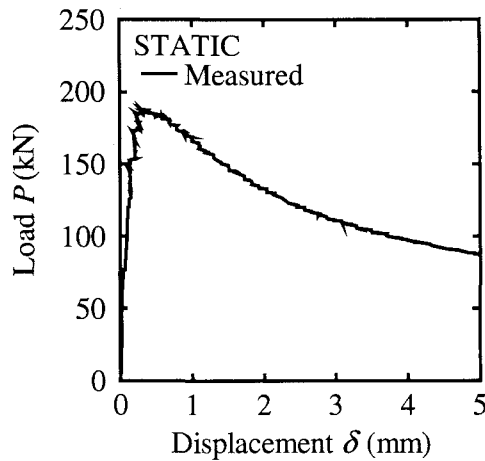


図-7 荷重～変位関係

4. 圧縮実験結果のシミュレーション解析

前述の実験結果は、2章で述べた DIANA を用いた 2次元軸対称シェル解析による局部座屈発生条件を追認するものであるが、2次元軸対称シェル解析での上下端の境界条件は完全固定であり、実験条件と異なっている。そこで、より詳細な解析による解析の再現能力を確認するため、圧縮実験結果の 3次元 FEM 解析を行った。なお、数値解析には汎用非線形構造解析プログラム MSC.Marc 2001²⁰⁾ を用いた。

4.1 解析モデル

図-5 に示す供試体の幾何形状と荷重条件の対称性から、供試体の手前の 1/2 を解析モデルに設定した。図-9(a) に示すように、変断面鋼管短柱の管壁の中立軸位置に 4 節点シェル要素、上部・下部鋼板とエポキシ系接着剤に 8 節点ソリッド要素を配置した 3次元の要素分割を行った。上部鋼板は、図-9(b) に示す円環状の溝（内半径：64mm、外半径：74mm、深さ：3mm）を設けた要素分割（120 要素）を行い、円環状の溝に図-9(c) に示すように要素分割（40 要素）したエポキシ系接着剤（幅：10mm、高さ：3mm）を挿入した。同様に、下部鋼板の円環状の溝にもエポキシ系接着剤を挿入した。

変断面鋼管短柱の板厚方向は 11 層分割、円周方向は 20 等分割とした。軸方向分割は、図-9(a) に示すように座屈発生箇所按要求される分割数（軸方向弾性座屈波長内に数要素を配置）¹⁶⁾ を満たすよう上部（ $l_1=63\text{mm}$ 、 $t_1=1.6\text{mm}$ ）では断面変化部より上の 60mm の間を 30 等分割（要素長：2mm）した。供試体の断面変化部は板厚が遷移する領域の無い段差になっていることに鑑み、上部と下部（ $l_2=63\text{mm}$ 、 $t_2=2.1\text{mm}$ ）の間の板厚遷移領域は極力短くするものとし、上部の要素（要素長：2mm）より短い要素（要素長：0.5mm、上端の板厚：

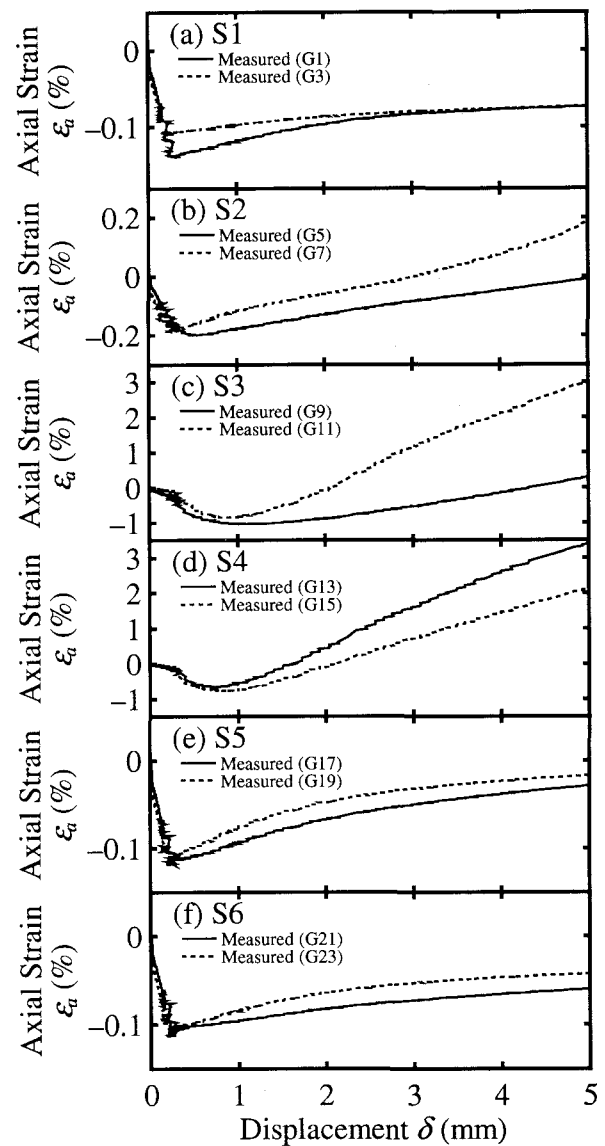


図-8 軸ひずみ～変位関係

t_1 、下端の板厚： t_2 ）1 要素で分割した。下部では、板厚遷移領域より下の 19.5mm の間を 10 等分割（要素長：1.95mm）し、その下の 43mm の間では 5 分割して漸増的に要素長を増加させた。

変断面鋼管短柱の上部の上端は 1 要素（要素長：3mm）で分割し、前述の上部鋼板の円環状の溝に挿入したエポキシ系接着剤に埋め込み、上部鋼板と供試体上端の固定処理条件を模擬した。同様に、下部鋼板と供試体下端の固定処理条件も模擬した。

4.2 解析方法と解析条件

解析対象の非弾性局部座屈挙動を考慮するため、von Mises の降伏関数と関連流動則に従う等方硬化則を用いた弾塑性構成則により材料非線形性を、また Updated Lagrange 法により幾何学的非線形性を考慮した複合非線形解析を行った。非線形解析の求解法には

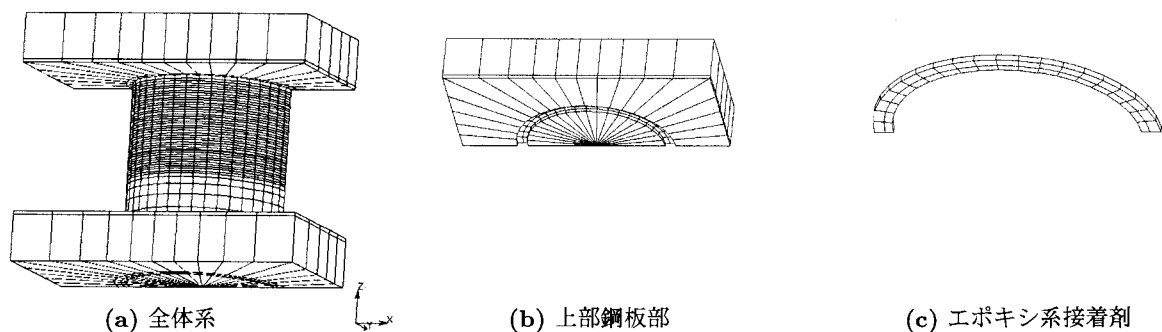


図-9 解析モデル (3次元解析)

表-4 解析モデルの材料定数 (3次元解析)

Material	Pipe STPG370	Plate SS400	Adhesive Epoxy
$E (\times 10^3 \text{N/mm}^2)$	206	206	21.5
ν	0.3	0.3	0.3
$\sigma_y (\text{N/mm}^2)$	270	235	29.4
E_t/E	0.01	0.01	0.01
$\rho (\text{kg/m}^3)$	7850	7850	1900

修正 Newton-Raphson 法を用い、収束判定は残差力の相対誤差で行い、許容値を 0.1% とした。弾塑性構成則の相当応力～相当ひずみ関係はバイリニア型の真応力～対数ひずみ関係を仮定して求めた。解析モデルの材料定数を表-4 に示す。表中、エポキシ系接着剤の材料定数は文献²¹⁾を参考にした。

幾何学的境界条件は、上部鋼板の上面の全節点の全自由度を完全固定 ($u=v=w=0$)、下部鋼板の下面の全節点で $u=v=0$ 、対称面上では上・下部鋼板の節点で $v=0$ 、鋼管部の節点で $v=\theta_x=\theta_z=0$ とし、荷重条件は図-9(a) に示す下部鋼板の下面の z 方向への一様強制変位入力により軸圧縮力を負荷した。なお、残留応力と幾何学的初期不整の影響は無視した。

4.3 解析結果と考察

(1) 局部座屈モード

変位 $\delta=3.2\text{mm}$ における解析結果の局部座屈波形を図-10 に示す。写真-1 と比較すると、実験・解析結果とも断面変化部直上で環状の軸対称局部座屈波形が発生していることが確認される。ただし、局部座屈波形の頂点は、実験結果では断面変化部から 8mm 離れた位置であるのに対し、解析結果では 12mm となっており、必ずしも実験結果を良好に再現し得ていないが、座屈波長ならびに座屈波形の大きさはほぼ同程度に評価し得ている。

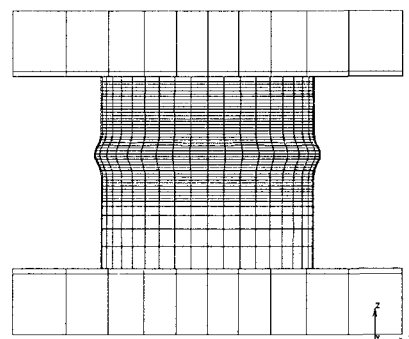


図-10 局部座屈モード (解析結果: $\delta=3.2\text{mm}$)

(2) 軸ひずみ～変位関係

図-11(a)～(f) に、軸方向に上から順次 6 断面 (S1～S6) における軸ひずみの計算結果と実験結果の一例として供試体の正面 (Front) とその対角位置の背面 (Back) での実測値と変位の関係を示す。図中、実線は計算結果を、破線と一点鎖線はそれぞれ供試体の正面 (Front) と背面 (Back) での実験結果を示す。

厚肉側下部 (S5,S6) では、計算結果は実験結果の傾向をよく表現しており、対応性が良好であることがわかる。一方、薄肉側上部 (S1,S2) では、計算結果は全般的に実験結果を約 40～100% 過大に評価している。また、断面変化部直上 (S3,S4) においては、断面 S3 では計算結果と実験結果の対応性は良好であるが、断面 S4 では悪くなっている。これは前述のように、局部座屈波形の頂点の位置が計算結果では実験結果に比し 4mm 高い位置になるためと考えられる。すなわち、計算結果の外側への膨らみ量は、断面 S3 では実験結果とほぼ同じになるため軸ひずみは実験結果と良好に一致するのに対し、断面 S4 では実験結果より小さく軸圧縮ひずみの引張側への反転が起こらないためと考えられる。このように、計算結果と実験結果で局部座屈波形の頂点の位置が一致しない原因としては、局部

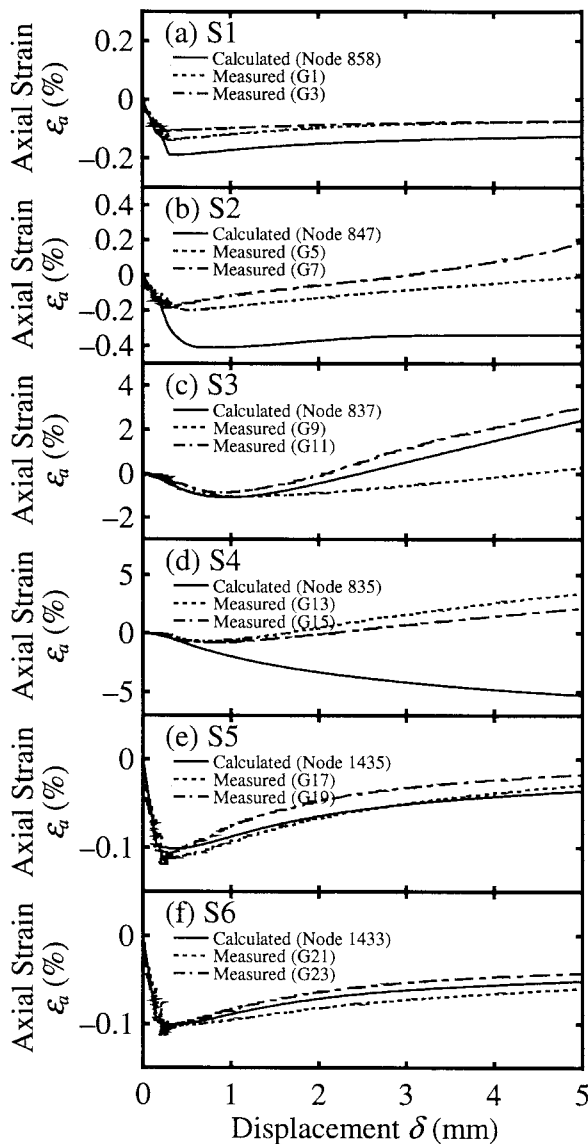


図-11 軸ひずみ～変位関係

座屈波形が上下端部から離れているため、上下端部での境界条件の影響（エポキシ系接着剤の材料特性）より今回の解析では詳細に検討しなかった板厚遷移領域のモデル化の影響を大きく受けること、また、今回の解析ケースのように断面変化部直上（S3,S4）で圧縮から引張への除荷が局部的に生じる場合に対しては、今回の解析で用いた材料硬化則（等方硬化則）が適切でないことなどが考えられる。

(3) 荷重～変位関係

図-12 に荷重～変位関係を示す。図中、実線は本節での 3次元のシェル要素を用いた複合非線形解析による計算結果（以降、3D と称する）を、一点鎖線は圧縮実験による実験結果を示す。また、第 2. 節での軸対称シェル要素を用いた複合非線形解析の精度を確認するため、その計算結果（以降、Axisymmetric と称する）を点線で、変断面鋼管短柱の上側薄肉部と同

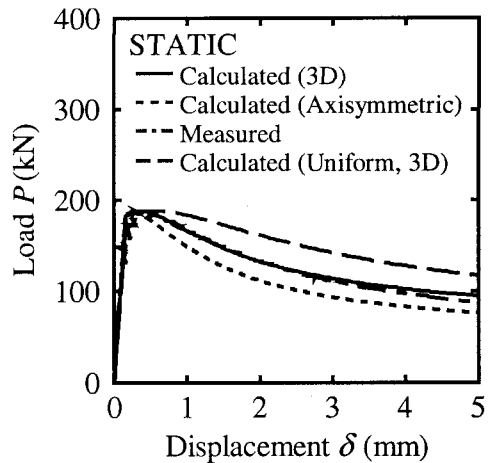


図-12 荷重～変位関係

じ断面を有する等断面鋼管短柱の座屈荷重を推定するため、3次元のシェル要素を用いた複合非線形解析による計算結果（以降、Uniform, 3D と称する）を破線で併記した。なお、Axisymmetric（点線）の材料定数として、表-4 中の鋼管に対する値を用いた。同図より、図-7 で述べたように、最大耐力点を第 1 次の局部座屈波形の発生点とみなせば、実験結果（一点鎖線）の座屈荷重は $P_{cr} \doteq 188.1 \text{ kN}$ 、それに対応する座屈変位は $\delta_{cr} \doteq 0.29 \text{ mm}$ となる。3D（実線）の座屈荷重は $P_{cr} \doteq 188.4 \text{ kN}$ 、座屈変位は $\delta_{cr} \doteq 0.29 \text{ mm}$ となり、両者とも実験結果に非常によく一致し、また最大耐力点以降の荷重～変位関係（後座屈挙動）の傾向も実験結果と良好に一致していることがわかる。

Axisymmetric（点線）の座屈荷重は $P_{cr} \doteq 186.1 \text{ kN}$ 、座屈変位は $\delta_{cr} \doteq 0.26 \text{ mm}$ となり、両者とも実験結果と 3D（実線）とはほぼ一致する。しかし、最大耐力点以降の荷重値は 3D（実線）を 16% 程度下回っている。これは、上下端の境界条件について、Axisymmetric（点線）では完全固定でモデル化しているのに対し、3D（実線）では実験の条件（エポキシ系接着剤による上下板との固着）を再現しようとしており、条件が全く同一でないためと考えられる。第 2. 節は、幾何パラメータの変化によって局部座屈モードがどのように変化するかを調べることを目的としており、後座屈挙動より局部座屈発生までの挙動の精度が重要になる。上述のように、圧縮実験結果と 3D（実線）により軸対称シェル要素の局部座屈発生までの挙動の精度が確認されたので、第 2. 節での軸対称シェル要素を用いた計算結果の信頼度が確認されたものと思われる。

等断面鋼管短柱（破線）の場合は、図-3(a)～(d) 中の破線で示されているように、上下端近傍の対称の 2 箇所でも局部座屈波形が発生し、1 箇所でも局部座屈波形が発生する変断面鋼管短柱の場合とは局部座屈モード

が異なる。このため、座屈変位は $\delta_{cr} \approx 0.54\text{mm}$ と 3D (実線) の場合の $\delta_{cr} \approx 0.29\text{mm}$ の約 1.9 倍になり、また最大耐力点以降の荷重～変位関係 (後座屈挙動) の傾向も 3D (実線) の場合を上回っていることがわかる。一方、座屈荷重は $P_{cr} \approx 188.5\text{kN}$ となり、3D (実線) の座屈荷重 $P_{cr} \approx 188.4\text{kN}$ と極めてよく致することがわかる。このことは、等断面鋼管短柱の塑性局部座屈強度の算定式によって変断面鋼管短柱の座屈荷重を推定できる可能性があることを示している。

5. 結 言

本研究は、兵庫県南部地震で発生した鋼製円筒橋脚の断面変化部直上における環状の軸対称局部座屈について、軸圧縮力による基本的な局部座屈発生メカニズムの解明を目的として、2次元軸対称シェル要素による局部座屈発生条件分析、静的圧縮実験による局部座屈現象の再現と3次元シェル要素による実験結果のシミュレーション解析を試みたものである。本研究によって得られた成果を要約すれば以下ようになる。

1. 静的軸圧縮を受ける変断面鋼管短柱の2次元軸対称シェル要素による静的複合非線形解析より、幾何パラメータの径厚比、径長比と板厚比が局部座屈モードに顕著な影響を及ぼすことが認められた。その結果、断面変化部直上での局部座屈発生のための幾何的条件を絞り込むことが可能であることを示した。
2. 変断面鋼管短柱の静的圧縮実験より、断面変化部直上で環状の軸対称局部座屈波形を再現し得た。
3. 変断面鋼管短柱の3次元シェル要素によるシミュレーション解析より、静的圧縮実験で得られた荷重～変位関係を極めて良好にシミュレートすることが認められた。

なお、エネルギー吸収能力を左右する最大耐力点以降の後座屈挙動は耐震設計の観点から重要となるが、この後座屈挙動は断面変化部に影響されるようである。この影響については、今後も検討が必要である。

参考文献

- 1) 水谷慎吾・宇佐美勉・青木徹彦・伊藤義人・岡本 隆：パイプ断面鋼圧縮部材の繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.42A，pp.105-114，1996.3.
- 2) 西川和廣・山本悟司・名取 暢・寺尾圭史・安波博道・寺田昌弘：既設鋼製橋脚の耐震性能改善方法に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.42A，pp.975-986，1996.3.

- 3) 西川和廣・村越 潤・上仙 靖：鋼製橋脚供試体の繰返し載荷実験，橋梁と基礎，pp.131-134，1996.8.
- 4) 橋本修身・小林洋一・安波博道・中川知和・水谷慎吾：コンバクト断面橋脚の耐震性に関する検討，橋梁と基礎，pp.135-137，1996.8.
- 5) 井浦雅司・熊谷洋司・小牧 理：横力と一定軸力を受ける円筒シェルの終局状態に関する研究，土木学会論文集，No.556/I-38，pp.107-118，1997.1.
- 6) 安波博道・寺田昌弘・名取 暢・村越 潤：変断面鋼管柱およびその補強構造の変形性能に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1259-1270，1998.3.
- 7) 安波博道・寺田昌弘・青木徹彦・山田将樹：高張力鋼 (SM570Q) 鋼管柱の繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.233-242，1998.4.
- 8) 井浦雅司・熊谷洋司・小牧 理：繰返し横力を受ける円形鋼製橋脚の強度と変形性能に関する研究，土木学会論文集，No.598/I-44，pp.125-135，1998.7.
- 9) 三木千寿・Jorge MÜLLER・佐々木哲也：断面変化部を有する円形断面鋼製橋脚の耐震性能の検討，土木学会論文集，No.605/I-45，pp.117-127，1998.10.
- 10) 谷村眞治：兵庫県南部地震における構造物の衝撃的破壊について (破壊メカニズムに関する定量的検討)，兵庫県南部地震における構造物の衝撃的破壊に関するシンポジウム，pp.61-68，1997.3.
- 11) 大野友則，水野 淳，藤掛一典，河西良幸，喜多龍一郎：衝撃的地震動により鋼製橋脚に生じた局部座屈の発生メカニズムに関する研究，日本建築学会構造系論文集，第500号，pp.113-121，1997.10.
- 12) 奥田洋一・園田恵一郎・高田直俊：高架橋橋脚モデルの線爆装置による衝撃破壊実験，土木学会第54回年次学術講演会講演概要集，I-B298，pp.592-593，1999.9.
- 13) 森 雅美・石川信隆：衝撃的上下動を受ける円筒橋脚の非線形動的解析，第2回鋼構造物の非線形数値解析と耐震設計への応用に関する論文集，pp.297-302，1998.11.
- 14) 森 雅美・石川信隆・松山英治・鈴木信久・香月 智：衝撃的突き上げを受けるアルミニウム合金管柱の動的塑性局部座屈に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1543-1554，2002.3.
- 15) 森 雅美・石川信隆・香月 智：衝撃的突き上げを受ける変断面鋼管短柱のシミュレーション解析，第6回 構造物の衝撃問題に関するシンポジウム講演論文集，pp.185-190，2002.7.
- 16) 中村秀治：鋼製円筒橋脚の動的弾塑性座屈解析，土木学会論文集，No.549/I-37，pp.205-219，1996.10.
- 17) 土木学会：座屈設計ガイドライン，13.2，pp.316-322，1987.10.
- 18) TNO Building and Construction Research: DIANA User's Manual Release-7, 1998.
- 19) Galambos, T.V. ed: *Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures*, 5th ed., John Wiley & Sons, New York, pp.533-536, 1998.
- 20) エムエスシーソフトウェア (株)：MSC.Marc2001 日本語オンラインマニュアル，A～E編
- 21) Osswald/Menges 著 (武田邦彦監修)：エンジニアのためのプラスチック材料工学，シグマ出版，pp.9-17，1997.11.

(2003 年 9 月 12 日 受付)