リングスチフナで補強される送電用鋼管トラス鉄塔節点の設計方法に関する研究

その1 リングスチフナで補強される鋼管の局部変形耐力

STUDY ON DESIGN METHOD FOR A JOINT OF RING-STIFFENER
ON THE TUBULAR STEEL TRUSSED TOWERS

Part 1 Local behavior of tubular steel supported ring-stiffener

中 込 忠 男*1, 本郷 榮次郎*2, 深 沢 隆*3, 松 尾 康 博*4, 新 井 聡*4

Tadao NAKAGOMI, Eijiro HONGO, Takashi FUKASAWA,
Yasuhiro MATSUO and Satoru ARAI

To predict local behavior of ring-stiffened joints for tubular steel trussed towers, strength and deformation criteria are quantitatively derived from parametric experiments and FEM analyses. As results, #1 Criterion of yield strength is decided by considering local deformation, which is the modified fundamental strength, based on T-shaped section. This yield strength is also evaluated by 0.5%-offset method. #2 Ratio of the proposed yield strength to the ordinary fundamental strength is well correlated to ratio of the ring width outside a tubular steel to the diameter of a tubular steel. #3 Effect of axial force is considered as a reduction factor against the yield strength under no axial force.

Keywords: tubular steel trussed tower, ring-stiffener, local behavior, design method

鋼管トラス鉄塔, リングスチフナプレート, 局部変形耐力, 設計方法

1. はじめに

送電用鋼管トラス鉄塔における支柱材と腕金材, 腹材, 補助材などのせん断ボルトを介したガセットプレート継手接合部には, Fig.1に示すように, 鋼管局部変形をリングスチフナプレート(以降, リングスチフナ)などで補強した接合部構造が用いられている。

鋼管構造設計施工指針¹⁾には, いくつかの方法で補強されたガセットプレート継手部に対する鋼管局部変形耐力評価結果が示されているが, 送電用鋼管トラス鉄塔のリングスチフナ補強接合部に適用できる結果は示されていない。

類似するケースとしては, Fig.2に示すようなラーメン構造における鋼管柱・梁接合部の外ダイヤフラム形式を挙げることができる。この接合部の局部破壊に対し, Fig.3に示すように, 鋼管とダイヤフラムから成るT形断面で抵抗する機構が示されている。また, このようなT形断面の抵抗機構を適用した接合部の耐力評価式が, 秋山らにより, Fig.4に示す分岐型鋼管トラス構造を対象とした鋼管局部変形耐力に関する研究報告²⁾において提示されている。

しかしながら, 本研究対象である送電用鋼管トラス鉄塔のリングスチフナ補強接合部には, 骨組構造形式, リングスチフナにおける応力伝達形式, 接合部まわりの構造詳細が異なることから, そのまま適用できないのが実情である。

Fig.1 ガセットプレート
継手接合部 Fig.2 鋼管柱・梁接合部
(外ダイヤフラム形式)

Fig.3 局部破壊抵抗機構

Fig.4 分岐形鋼管トラス構造

*1 信州大学工学部社会開発工学科 教授・工博

*2 東京電力㈱

*3 ㈱巴コーポレーション 工博

*4 ㈱巴コーポレーション

Prof., Dept. of Civil Engineering and Architecture, Faculty of Engineering, Shinsyu Univ., Dr. Eng.
Tokyo Electric Power Company
Tomoe Corporation, Dr. Eng.
Tomoe Corporation

本報は、送電用鋼管トラス鉄塔のリングスチフナで補強される接合部を、**Fig.5**に示すように一枚のリングスチフナで補強される鋼管（以降、単一リングスチフナ補強鋼管）の単純モデルとして扱い、鋼管局部変形耐力に影響する諸因子を変化させた耐力試験、および試験結果との対比により有効性が検証されたFEM非線形解析を実施し、単一リングスチフナ補強鋼管の局部変形耐力の定量的に把握すること、耐力評価式の提案を行うことを目的としている。また、送電用鋼管トラス鉄塔は、支配的な荷重である風荷重に対する疲労設計を行う必要があることから、ホットスポットのひずみレベルについても、考慮するものとする。

2. 単一リング補強鋼管の局部変形耐力評価

2. 1 評価方法

本章では、単一リングスチフナ補強鋼管の局部変形耐力に影響を及ぼす諸因子を変化させた耐力試験およびFEM非線形解析を実施し、局部変形耐力に及ぼす各因子の影響を把握すると共に、実験結果との対比によりFEM解析手法の有効性を検証する。また、鋼管構造設計施工指針におけるガセットプレート継手接合部の局部変形耐力評価において、作用荷重方向の影響として、降伏耐力は[圧縮]<[引張]の傾向にあるが、本研究においては引張の場合について検

討し、圧縮の場合については次報で言及するものとする。

2. 2 試験体の選定

局部変形耐力に影響する因子として、**Fig.6**に示すように、①載荷形態（片側載荷、両側載荷）、②鋼管径Dに対するリングスチフナ出幅Rの比R/D、③リングスチフナ出幅Rとリングスチフナ板厚tの比R/t、④鋼管径Dと鋼管板厚Tの比D/T、⑤鋼管降伏軸力比N/Ny、⑥鋼管、リングスチフナの材質が挙げられるが、D/Tについては解析的に検討を加えるものとし、本章では因子として採り上げないこととする。

耐力試験に供する鋼管は、 $\phi 190.7 \times 5.3$ (D/T=36)と一定とする。材質は590N、400N鋼の2種類とする。リングスチフナおよび溶接材料の材質も鋼管と同強度レベルとする。試験体総数は、載荷形態、R/t、R/D、N/Nyを**Table 1**に示すように適宜変化させた22体とする。

試験体の鋼管長さは、片側載荷においては鋼管径の2倍(2D)、両側載荷においては6倍(6D)とする。なお、片側載荷の場合の試験体長さが耐力に及ぼす影響については3章で解析的に検討を加える。

鋼管とリングスチフナは、脚長5mm、1パスの等辺隅肉溶接とした。また、リングスチフナと載荷治具の溶接は完全溶け込み溶接とする。なお、試験体を構成するすべての構成材料には試験体組立加

Table 1 試験体一覧および実験結果

試験体名称	載荷形態	鋼種	鋼管サイズ(mm)	スチフナ寸法 R×t(R/t) (mm)	R/D	N/Ny	降伏耐力		破壊モード
							実験結果	解析結果	
A-1	両側載荷	STKT 590 SH590P	$\phi 190.7 \times 5.3$	30×4.5 (6.67)	0.16	0.0	9.7	10.1	破断*1
A-2						0.4	9.5	9.0	
A-3						0.7	8.4	7.9	
A-4						0.8	7.5	7.5	
A-5						0.9	6.8	6.8	
B-1				60×9.0 (6.67)	0.31	0.0	29.7	29.7	座屈*2
B-2						0.4	28.2	28.6	
B-3						0.7	27.0	27.1	
B-4						0.8	25.8	26.3	
B-5						0.9	24.2	25.3	
C-1				130×12.0 (10.83)	0.68	0.0	84.3	86.3	破断*1
C-2						0.4	83.6	84.5	
C-3						0.7	81.1	82.3	
C-4						0.8	79.6	81.3	
C-5						0.9	78.9	78.7	
D-1	片側載荷	STK 400 SS400	$\phi 190.7 \times 5.3$	30×4.5 (6.67)	0.16	0.0	6.8	7.9	破断*1
D-2						0.9	6.5	6.5	
E-1				130×12.0 (10.83)	0.68	0.0	51.5	50.2	
E-2						0.6	48.5	48.8	
F-1						0.0	16.5	15.7	
F-2				30×4.5 (6.67)	0.16	0.7	14.5	14.8	
F-3						0.8	13.0	13.5	
						0.8	13.0	13.5	

STKT590 : JIS G 3474 鉄塔用高強度鋼管
SH590P : JIS G 3129 鉄塔用高強度鋼鋼材

*1 : リングスチフナ破断
*2 : 鋼管局部座屈

Fig.5 モデル化 Fig.6 局部変形耐力への影響因子

Table 2 素材試験結果

鋼種	サイズ	降伏点 (tf/cm ²)	引張強さ (tf/cm ²)	降伏比	伸び (%)
STKT590	$\phi 190.7 \times 5.3$	6.37	6.66	0.96	24.7
STK400	$\phi 190.7 \times 5.3$	4.25	5.12	0.83	34.4
SH590P	PL-4.5	6.24	6.77	0.92	25.7
	PL-9.0	5.84	6.27	0.93	18.7
	PL-12.0	6.12	6.53	0.94	31.3
SS400	PL-4.5	4.24	5.37	0.79	31.8
	PL-12.0	2.86	4.54	0.63	30.0

引張試験 $\phi 190.7 \times 5.3$: JIS Z 2201 12C号試験片, PL-4.5 : 同5号試験片
PL-9.0, 12.0 : 同 1A号試験片

Table 3 短柱圧縮試験結果

鋼種	サイズ	降伏応力度 (tf/cm ²)	最大応力度 (tf/cm ²)
STKT590	$\phi 190.7 \times 5.3$	6.25	6.25
STK400	$\phi 190.7 \times 5.3$	4.41	4.41

Fig.8 応力度-ひずみ関係

Fig.7 試験体形状

工後、溶融亜鉛めっきを施す。

Fig.7に試験体形状を、Table 2に構成材料のJIS Z 2241による材料引張試験結果（めっき材）を、Table 3に鋼管の短柱圧縮試験結果（長さ3D、めっき材）を示す。また、Fig.8に材料引張試験における代表的試験片の応力度－ひずみ関係を示すが、いずれも明瞭な降伏棚を有するタイプに分類される。なお、鋼管降伏軸力比は、短柱圧縮試験における降伏応力度を用いて算定するものとする。

2. 3 試験方法

実験はFig.9に示す二軸荷重装置を用いて行う。試験体の支持条件は、両側荷重の上端は材軸方向移動自由、下端は移動拘束、それぞれ構面内回転自由とし、片側荷重の上端は材軸方向移動自由、構

面内回転自由、下端は接合部に発生する曲げモーメントを極力少なくするため移動・回転拘束とする。荷重荷重は、鋼管に作用させる軸方向力を設定値に保持した状態で、接合部に作用させる水平力を接合部が最終耐力に至るまで漸増させる方法を採用する。

2. 4 試験結果

Fig.10(1)に代表的試験体の終局状態に至るまでの荷重－変形関係を、Fig.10(2)～(4)に、降伏耐力の評価を目的に、変形量を降伏領域と見なせる10mmまでの表示に留めた荷重－変形関係をそれぞれ示す。このとき、荷重はリングスチフナに作用する荷重を、変形量はすみ肉溶接部があることにより鋼管外径位置での計測が困難となるため、Fig.11示すように、片側荷重の場合は鋼管軸に対するリング

Fig.9 荷重装置

Fig.11 変形量計測位置

Fig.10 荷重－変形関係

スチフナ外縁の相対変形量を、両側載荷の場合は、リングスチフナ両縁間の絶対変形量の1/2を示す。なお、Fig.10の横軸には後述の降伏耐力評価で用いる、変形量 δ を鋼管外径Dの1/2で無次元化したひずみ量も併記する。

これより、荷重-変形関係はいずれの場合も明瞭な降伏点が認められないラウンドハウス型に分類される。また、降伏後最大耐力に至るまで著しい剛性低下を来さずに、安定した挙動を呈する。両側載荷試験体は、Photo.1に破壊部の代表例を示すように、鋼管の偏平化が進み、荷重作用点溶接部止端部より亀裂が発生した後にリングスチフナがせん断破断した。このとき、鋼管とリングスチフナとの溶接部には亀裂の発生は確認されなかった。なお、R/Dが0.16と小さく、N/Nyが0.9と大きい試験体だけは、鋼管とリングスチフナの溶接部近傍の鋼管部が局部座屈した。また、片側載荷試験体は、鋼管の局部変形の進展は顕著ではなく、両側載荷の試験体と同様、リングスチフナでせん断破断した。

Fig.10(1)は材質590N材で、鋼管軸力比N/Ny=0.0を一定として、R/Dを変化させた場合の結果である。R/Dが大きくなるほどリングスチフナによる補強効果が大きくなり鋼管の局部変形に対する耐力が大きくなる。

(2)は材質590N材で、(2-1)はR/D=0.16、(2-2)はR/D=0.68を一定として、N/Nyを変化させた結果であり、N/Nyが大きいほど耐力は低下する傾向にある。これは、Photo.2に示すようなリングスチフナ近傍鋼管の屈曲状の局部変形が軸力の影響により助長されるためである。なお、R/Dが大きい方が軸力による耐力低下度合いは小さい。

(3)はR/D、N/Nyを一定として、材質を変化させた場合の結果である。耐力レベルは高強度材の方が大きい、初期剛性は材質の影響を受けないことがわかる。なお、降伏耐力で無次元化した場合の比較は3章で詳述する。

(4)はR/D、N/Nyを一定、材質を同一として載荷形態を変化させた場合の結果である。片側載荷の方が初期剛性、耐力レベルが高いことがわかる。これは、Fig.11に示すように、片側載荷の場合は両側載荷と変形モードが異なり、荷重が作用しない反対側において屈曲状の局部変形がなく、荷重載荷側を拘束するため、および後述する試験体長さが鋼管径の2倍(2D)と短いためである。

Fig.12 解析モデル

2. 5 FEM 解析概要

FEM解析は、汎用FEMプログラム「ADINA」を使用した。解析モデルは、Fig.12に示すように、両側載荷の場合は鋼管軸方向1/2、鋼管断面1/4とした1/8、片側載荷の場合は1/2対称モデルとする。両側・片側載荷それぞれ上面には、載荷治具をモデル化した剛体要素を配する。また、本対象試験体は、鋼管、リングスチフナともに板厚が薄く、溶接部の剛性・耐力に及ぼす影響が無視できないことから、鋼管とリング部の隅肉溶接部を図中に示すように、両側に三角形の余盛(脚長5mm)を有する完全溶け込み溶接部としてモデル化する。要素モデルは3次元固体要素とし、材料特性は各材料引張試験結果に基づき、ひずみが5%程度までの領域において合致するようなバイリニア型にモデル化した応力-ひずみ関係を用いる。なお、降伏判定はvon Misesの降伏条件を適用する。

境界条件は、両側載荷の場合は、上面鋼管中央節点a点をX、Y方向移動拘束、Z方向のみ移動自由の条件とする。片側載荷の場合は、上側剛体要素端部節点c点をX、Y方向移動拘束、Z方向移動自由、構面内のみ回転自由、下面鋼管端部節点は移動および回転拘束とする。なお、対称面は対称性を考慮した境界条件に設定する。

載荷は、鋼管軸方向力設定荷重を各モデル上端鋼管中央節点a,c点に作用させた後、水平力として載荷軸上のリングスチフナ外縁部から鋼管との接合部までの各節点b,d部に対して一様に強制変形を与える方法を探る。

2. 6 FEM 解析の有効性検証および降伏耐力評価

FEM解析結果をFig.10に併記する。また、Fig.13に実験およびFEM解析において、ひずみが大きい箇所となるリングスチフナ荷重載荷点近傍(実験におけるひずみゲージ貼付位置)の荷重-ひずみ

Photo.1 破断部 (A-1)

Photo.2 鋼管屈曲状況 (A-3)

Fig.13 荷重-ひずみ関係 (両側載荷)

関係を示す。これより、 R/D 、 N/N_y 、材質および載荷形態等の条件に拘わらず、解析結果は、荷重－変形関係および荷重－ひずみ関係ともに実験結果と良い対応を示していることから、解析法およびモデル化の有効性が検証された。以降この有効性が確認された解析結果と実験結果を用いて、降伏耐力の評価を行う。

明瞭な降伏点が頭われないラウンドハウス型の荷重－変形関係を示す実験結果に対する降伏耐力評価にあたっては、本報では、①荷重－変形関係において剛性が低下する点に対応すること、②ホットスポットとなると想定される荷重載荷点近傍におけるリングスチフナの降伏耐力時のひずみが同レベルになるような設定方法とすることの2点に留意するものとする。

ラウンドハウス型の荷重－変形関係における降伏耐力の評価方法として、General Yield Point法（以降G.Y.P.法）が多く用いられているが、本報の検討範囲において、実験結果は降伏と見なせる荷重から最大荷重までに大変形し、荷重・変形が漸増する性状を示すため、二次勾配の設定が恣意的となることから、本報では、簡便的に横軸の変形量 δ を鋼管外径 D で無次元化した形の応力－ひずみ(δ/D)関係に対する0.5%オフセット法を用いた評価方法を提案する。オフセット法を用いる場合は、変形量を変形量を計測した間の長さで除すのが一般的であるが、本報の検討範囲においては、Fig.14に示すように、計測点（リングスチフナ外縁）の変形量がほぼ鋼管外縁変形量に等しいこと、すなわち鋼管の局部変形が支配的であり、リングスチフナのせん断変形が小さいことから、基準寸法を鋼管外径とした。Table 1に0.5%オフセット法による実験およびFEM解析結果における降伏耐力一覧を併記する。

これら実験およびFEM解析結果における0.5%オフセット法による降伏耐力の代表例をFig.10,13にプロットすると、いずれの試験体においても、荷重－変形関係における屈曲点に概ね相当する荷重と概ね対応することが、またホットスポットのひずみもパラメータに拘わらず1%程度の範囲に納まることが確認される。

Fig.15に0.5%オフセット法における降伏耐力時のFEM解析に基づく塑性化領域分布の代表例を示す。リングスチフナの塑性化領域は載荷点から鋼管に向かって扇状に分布しており、この角度は 45° 程度と見なすことができる。これは、すべてのモデルにおいて同様の分布形状を示した。また、同一形状寸法、材質であり、 N/N_y のみ異なるC-1($N/N_y=0.0$)、C-4($N/N_y=0.8$)の塑性化領域分布を比較すると、軸力の大きいC-4のほうが鋼管部の塑性化領域が大きくなっているが、リングスチフナに関しては軸力の影響はほとんど見られ

ない。この傾向は、 R/D 、材質および載荷形態に関わらず同様である。

このように、すべての実験結果、FEM解析結果において、0.5%オフセット法による降伏耐力評価は、荷重－変形関係における屈曲点に概ね相当すること、ホットスポットひずみは1%程度であること、リングスチフナの塑性化領域は同様な分布を示すことから、降伏耐力評価として妥当であると考えられる。よって、本報では以降の検討で降伏耐力を0.5%オフセット法による耐力とする。

3. 耐力推定式の検討

3.1 FEM解析概要

前章までに検証した実験に対応した解析法および降伏耐力評価方法を用いて、圧縮軸力と引張力を受ける単一リングスチフナ補強された鋼管の耐力推定式を導くことを目的としたFEM解析によるパラメトリックな検討を行う。

片側載荷の鋼管長さは、2章の実験および解析では鋼管長さ2Dとしているが、短い場合には材端拘束の影響により耐力が上昇する、一方長い場合には試験体に作用する曲げモーメントの影響により耐力が低下することから、2章における試験体F-1を対象に、鋼管長さおよび端部条件を変化させた解析的検討を実施した。境界条件はFig.16に示すように、材端拘束した場合は、上面A面節点をZ方向のみ移動自由および回転拘束、下面B面節点の移動および回転は拘束するのに対し、材端拘束無しの場合は、上面a点および下面b点のみを支点とし、上面a点は構面内のみ回転自由かつZ方向のみ移動自由、下面b点は構面内のみ回転自由かつ全方向移動拘束とした。なお、解析に用いる材料特性は、2章に倣うものとする。

Fig.17に解析結果から0.5%オフセット法により求められる降伏耐力と鋼管長さの関係を示す。これより、鋼管長さが3D程度で材

Fig.14 リングスチフナ・鋼管外縁変形比較(FEM解析)

端拘束する場合と材端拘束しない場合の耐力が同程度となり、端部拘束の影響、試験体曲げモーメントの影響がそれぞれ無視できる程度となる。したがって、片側載荷の場合の鋼管長さを3Dとした。

解析モデルは、両側載荷の場合は2章のモデル、片側載荷の場合は上述の端部を拘束したモデルとする。鋼管サイズは2章の実験と同様 $\phi 190.7 \times 5.8$ (D/T=36) とした。なお、鋼管径厚比 D/T の影響は後述の有効幅に組み込まれて評価されるが、確認のため鋼管径同一、D/T=25,50 とした鋼管も対象とした。また、溶接部のモデル化においては溶接部の剛性・耐力に及ぼす影響を安全側に評価するためにすべて最小溶接脚長である5mmとした。材料特性は Fig.18 に示すように規格降伏応力を降伏点、二次剛性を E/100 とするパイリニア型とする。

解析検討パラメータは、既設の送電用鋼管トラス鉄塔の調査結果において、両側載荷の場合は R/D : 0.1 ~ 1.0, R/t : 4.0 ~ 14.0, 片側載荷の場合は R/D : 0.1 ~ 0.7, R/t : 4.0 ~ 13.0 に分布していることから、これらの範囲を網羅するように設定した。鋼管の降伏軸力比は、トラス鉄塔を対象としていることから比較的高い軸力比範囲である $N/N_y = 0.9$ まで包含する設定とした。材質は590N, 400N鋼の2種類の材料を対象とした。

3. 2 解析結果

Fig.19 に基準となる両側・片側載荷および材質別の $N/N_y = 0$ の FEM 解析から 0.5% オフセット法により求められる降伏耐力 P_{y1} を基本耐力 P_{y0} で除した無次元化耐力 P_{y1}/P_{y0} と R/D の関係を示す。ここで、基本耐力は、鋼管コンクリート構造計算規程・同解説³⁾におけるリングスチフナ形式

Fig.18 材料特性 (耐力推定式検討用)

Fig.20 T型断面リング

の鋼管柱・梁接合部の局部破壊に対する耐力を推定する方法に基づくものであり、Fig.20に示すようなT形断面をもつリングに置換して検討を行う場合のT形断面の面積である有効面積 A_e とリングスチフナの降伏応力 σ_y の積で表わされる。なお、 Be の算出式はリング状のリップ (リングスチフナ) をもつ円筒形シェルの弾性解を準用している。^{1,3,4)}

$$P_{y0} = A_e \cdot \sigma_y \quad (1)$$

$$A_e = Be \cdot T + R \cdot t \quad (2)$$

ここに、 Be : 鋼管の有効幅

$$Be = 1.52 \sqrt{T(D-T)/2} + t \\ = 1.07 T \sqrt{(D/T-1)} + t \quad (3)$$

これより、①鋼管の局部変形耐力を無次元化耐力 P_{y1}/P_{y0} で評価

Fig.16 解析モデル (有効長さ検討)

Fig.17 解析結果 (有効長さ検討)

Fig.19 R/D の影響

Fig.21 N/N_y の影響

Table 4 単一リング補強鋼管局部変形耐力式

降伏耐力推定式 $P_y = \alpha \cdot \beta \cdot P_{y0}$	相関係数
基本耐力式 $P_{y0} = (R \cdot t + B \cdot e \cdot T) \sigma_y$	—
N/Ny=0のときのR/Dによる係数 α	
SH590P(両側) : $\alpha = 0.251 + 2.127(R/D) - 2.508(R/D)^2 + 1.050(R/D)^3$	0.998
SS400(両側) : $\alpha = 0.379 + 1.924(R/D) - 2.390(R/D)^2 + 1.032(R/D)^3$	0.996
SH590P(片側) : $\alpha = 0.683 + 0.821(R/D) - 0.540(R/D)^2$	0.998
SS400(片側) : $\alpha = 0.818 + 0.638(R/D) - 0.445(R/D)^2$	0.996
N/Nyによる低減係数 β	
(両側) : $\beta = 1.0 - 0.045(D/R)(N/Ny)^2$	0.985
(片側) : $\beta = 1.0 - 0.035(D/R)(N/Ny)^2$	0.986

した場合、SS400とSH590Pでは異なる。これは、降伏耐力を0.5%オフセット法で求めており、ホットスポットひずみが1%程度となる耐力としているためである。このことから、本検討範囲では P_{y1}/P_{y0} は降伏応力度 σ_y の項を含んだ形とせず、実設計を踏まえて対象鋼材の規格強度毎に設計式を求めることとする。よって、実強度に基づく検討である2章の検討結果と本章の検討結果は、直接対比できないことになる。②両側荷重に比べ片側荷重のほうが P_{y1}/P_{y0} が大きい傾向を示す。これは、前述の通り片側荷重は変形が拘束されているためと考える。③R/Dが大きいほど P_{y1}/P_{y0} も大きい傾向を示し、概ね1.0に収斂する傾向を示す。④R/tの影響は、すでに基本式に組み込まれており、無次元化耐力には影響しない。⑤R/D=0.16, N/Ny=0, 材質590Nの条件において、D/T=25,50と変化した解析結果をFig.19に示すが、D/Tによる影響は認められない。

Fig.21に、両側・片側荷重のN/Ny≠0の場合の降伏耐力 P_y とN/Ny=0の場合の降伏耐力 P_{y1} の比 P_y/P_{y1} とN/Nyの関係を示す。これより、①N/Nyが大きいほど、鋼管軸力による降伏耐力低下の度合いが大きい傾向にある。②材質による影響は見られない。③R/Dが小さいほど降伏耐力の低下の度合いが大きい。④R/T,D/Tによる影響は認められない。

3. 3 耐力推定式

3. 2の検討結果より、降伏耐力式は下式で与えられる。

$$P_y = \alpha \cdot \beta \cdot P_{y0} \quad (4)$$

$$\alpha = P_{y1} / P_{y0}$$

$$\beta = P_y / P_{y1}$$

α および β の回帰式および相関係数をTable 4に示す。これより、回帰式に対する相関係数が0.985～0.998と高い値であることから、回帰式をそのまま降伏耐力算定式として提案する。

4. まとめ

鋼管トラス鉄塔のリングスチフナ補強される鋼管の局部変形耐力を定量的に把握することを目的とした、リングスチフナ補強鋼管の単一リング補強鋼管の局部変形耐力に関する研究において得られた知見を以下に示す。

①鋼管径とリングスチフナ出幅の比R/D、鋼管の降伏軸力比N/Nyをパラメータとした実験結果と、FEM解析結果とは良い対応を示

しており、FEM解析方法、モデル化の妥当性が検証できた。

②降伏耐力評価は、荷重－変形関係から求める方法として、二次剛性設定が恣意的となるG.Y.P.法に替わって、0.5%オフセット法を提案した。この方法に基づく降伏耐力評価は、荷重－変形関係における屈曲点に概ね相当すること、ホットスポットひずみは1%程度であること、リングスチフナの塑性化領域は同様な分布を示すことから、降伏耐力評価として妥当であると考えられる。

③実験との妥当性を検証したFEM解析手法を用いた検討より、リングスチフナで補強される鋼管の局部変形耐力算定式を提案した。この耐力式は、従来から用いられている鋼管とリングスチフナからなるT形断面で局部変形に抵抗するとして求められる軸力がない場合の基本耐力式をモディファイしたものである。

④局部変形耐力の基本耐力に対する比率 P_{y1}/P_{y0} は、R/Dが大きいほど大きくなり、概ね1.0に収斂する傾向を示す。なおD/T, R/tの影響は基本耐力式における有効断面算定において評価され、比率には影響しないことが確認された。

⑤鋼管軸力の影響は、軸力がない場合の降伏耐力に対する低下率として整理した。その結果、N/Nyが大きいほど、R/Dが小さいほど低下率は大きいことが確認された。

本報においては、単一リングスチフナ補強される鋼管の局部変形耐力について言及してきたが、実際に用いる場合には荷重条件、補強ディテールが多岐にわたりが複雑化することから、骨組に組込まれた場合の検討も含め、その2において報告する予定である。

謝辞

本研究を行うにあたり、神奈川大学藤本盛久理事長、日本大学秋山宏教授の御指導を戴きました。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼管構造設計施工指針・同解説(第1版), 1980, 同(第2版), 1990
- 2) 秋山成興, 矢島基臣, 秋山 宏, 大竹章夫：鋼管構造格点の耐力に関する実験報告, JSSC, vol.10, No.102, 1974.6
- 3) 日本建築学会：鋼管コンクリート構造計算規準・同解説(第1版), 1967, 同(第2版), 1980
- 4) B.Thurlimann, R.O.Bereuter and B.G.johnston : The Effective Width of a Circular Cylindrical Shell Adjacent to a Circumferential Reinforcing Rib, Proc. 2nd U.S. Natl. Conf. Applied Mechanics, pp. 347～356, 1954

(1999年7月10日原稿受理, 2000年1月11日採用決定)