

鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手の力学的性状

— スチフナーリングによる局部補剛効果の定式化 —

坂本 真一
(技術研究所)
矢部 喜堂
(技術研究所)

下村 英男
(設計本部)
持田 泰秀
(設計本部)

§ 1. はじめに

大空間構造物の屋根を構成するトラス構造として当社で開発された PSST 構法 (通称, スーパーウイング構法) は, 下弦材に PC 鋼線を通し緊張力を作用させ, その懸垂力によりトラスの自重や鉛直荷重によるたわみを減少させる構法である¹⁾. この構法におけるトラス弦材に鋼管が使用される場合, 下弦材鋼管どうしの接合は, これまで突合せ溶接により現場施工されていたが, 溶接にかかるコストおよび時間が多大であった. 現場での省力化・工期の短縮という観点から, 溶接による接合方法よりも高力ボルトによる接合方法の方が有利であると判断される.

しかし, 鋼管内に PC 鋼線が通る場合, 鋼管ボルト接合部におけるガセットプレートが鋼管内で分離されることになり, ガセットプレート割込み先端部 (以下, ガセット先端部) に, 高力ボルトのゲージラインと鋼管との偏心距離に起因する付加的な曲げによりひずみ集中が発生し, これが早期破壊の要因となる可能性がある. 本構法における鋼管接合部に高力ボルト接合を適用する場合, このひずみ集中に対して何らかの処置が必要となる.

本研究では, ガセット先端部にスチフナーリングを配することにより, この部分に生じるひずみ集中を緩和させるような接合方法を開発し, その力学的性状を実大実験により実証する. さらに, 下面シェル要素を用いた有限要素法解析 (以下, FEM 解析) を行ない, スチフナーリングによる局部補剛効果とガセット先端部のひずみ集中との関係を定性的・定量的に評価する.

§ 2. 実験

2.1 試験体

図-1 に, 試験体の形状・寸法を示す. 鋼管は $318.5\phi \times 6.9$ の STK41 材を, ガセットプレートは板厚 19mm の SS41 材を使用している. TP-R は, ガセット先端部に

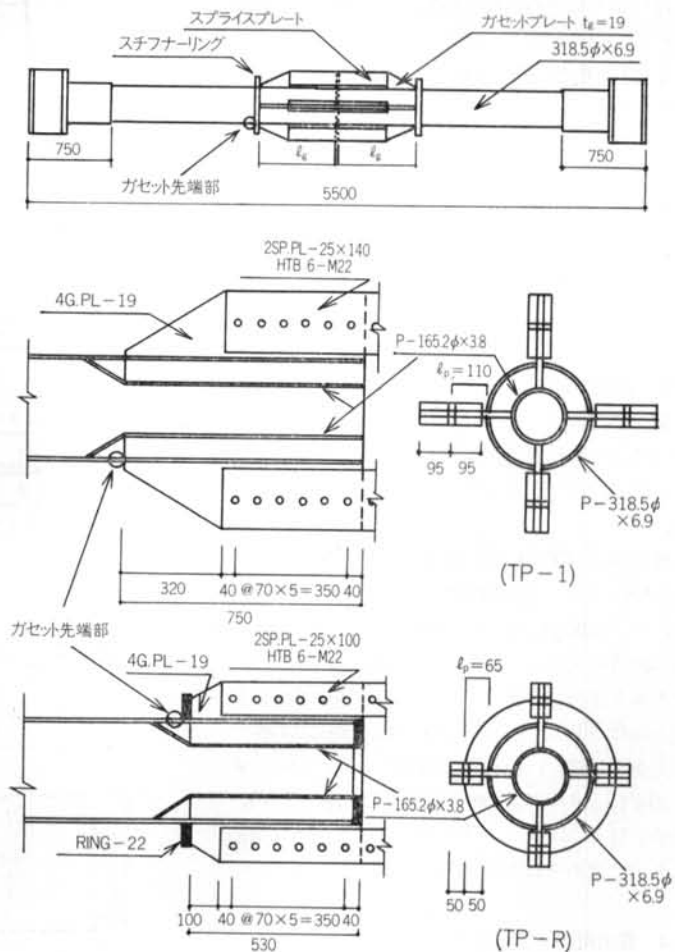


図-1 試験体

使用部位	板厚 (mm)	材質	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	EL ₀ (%)
鋼管	6.9	STK41	4.45	5.15	27.1
ガセットプレート	19	S S41	3.05	4.55	30.7
スチフナーリング	22		2.81	4.46	31.7
スプライズプレート	25		2.54	4.24	33.3

表一 使用鋼材の機械的性質

スチフナーリングが取り付けられている。ガセットプレートと鋼管の溶接は完全溶け込みとし、スチフナーリングと鋼管の溶接は部分溶け込みとしている。表一に使用した鋼材の機械的性質を示す。

なお、両試験体ともガセットプレートの割込み長さは鋼管径の1.5倍以上とし、計算により得られる鋼管母材の終局耐力 eP_u の荷重に対してガセットプレートの平均応力が弾性内にとどまるように設計されてある。また、高力ボルトの本数も、 eP_u に対して接合部にすべりが生じないように決められている。

2.2 荷重方法と計測方法

加力は、600 ton 構造物試験機を用いて鋼管軸方向に引張荷重を行なった。加力サイクルは、荷重が鋼管の設計用長期荷重 109 ton および設計用短期荷重 164 ton に達した時点でそれぞれ除荷した後、破壊に至らしてゐる。

各部の変位はゲージ型変位計で、ひずみは W. S. G を貼付することにより測定している。

2.3 破壊状況

図一に荷重—全体変形関係 ($P-\delta$ 関係) を示す。両試験体とも、設計用短期許容耐力を越える荷重で破壊しており、高力ボルト接合部のすべりは観察されなかった。

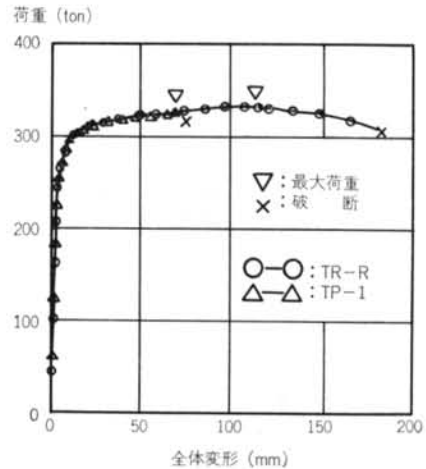
無補剛の TP-1 は、荷重が鋼管の降伏荷重を越えた辺りで、ガセット先端部のまわし溶接止端部に亀裂が生じ、 $P=325.6\text{ t}$ 、 $\delta=67.2\text{ mm}$ で亀裂が鋼管断面方向に瞬時に進展し破壊した (図三(a))。一方、ガセット先端部がスチフナーリングにより局部補剛された TP-R は $P=331.2\text{ t}$ 、 $\delta=120.0\text{ mm}$ で最大荷重に達し、以後鋼管母材がくびれ始め、 $P=304.1\text{ t}$ 、 $\delta=202.8\text{ mm}$ で破断した (図三(b))。最終状態においても、TP-R のガセット先端部に亀裂は認められなかった。

2.4 最大耐力・変形能力

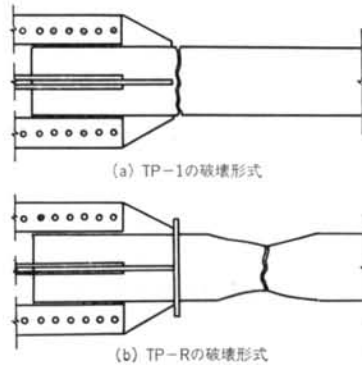
表一に、実験結果の一覧を示す。表中、継手

効率 eJ_m とは、実験による最大耐力 eP_m を鋼管の引張破断耐力計算値 eP_u で除した値であり、変形能力 $\mu (=e\delta_m/(eP_y/eK))$ とは、最大荷重時の全体変形 $e\delta_m$ を、初期剛性 eK と鋼管の降伏耐力計算値 eP_y から求めた降伏変形 $e\delta_y$ で除した値である。

継手効率 eJ_m を比較すると、TP-1 の場合は $eJ_m=0.94$ 、TP-R の場合は $eJ_m=0.95$ であり、スチフナー

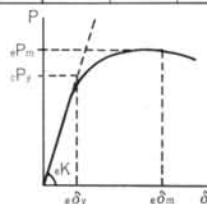


図一 荷重—全体変形関係



図二 破壊形式

	eP_y (ton)	eP_m (ton)	eP_u (ton)	$e\delta_m$ (mm)	eJ_m	μ	破断位置
TP-R	300.6	347.9	325.6	67.2	0.936	7.7	ガセット先端部
TP-R			331.2	120.0	0.952	14.7	鋼管母材部



eP_y : 鋼管の降伏耐力計算値 (ton)
 eP_m : 最大耐力実験値 (ton)
 eP_u : 鋼管の引張破断耐力計算値 (ton)
 eJ_m : 継手効率 (eP_m/eP_u)
 $e\delta_m$: 最大荷重時の全体変形 (mm)
 μ : 変形能力 ($=e\delta_m/e\delta_y$)
 $e\delta_y = eP_y/eK$
 eK : 初期剛性実験値

表二 実験結果一覧

リングの有無による耐力上の差はなく、両試験体とも十分な耐力を示した。

文献2)によれば、鋼管十字型割込みガセットプレート継手の場合は、ガセット割込み長さを鋼管径の0.6倍以上とすれば、十分な耐力を確保できることが示されている。今回の試験体は、鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手（ガセットプレートが鋼管内で分離されている継手）ではあるが、十分に割込み長さを確保した場合、耐力上は問題ないといえる。

しかし、変形能力の面では、ガセット先端部が局部補剛された TP-R の場合が $\mu=14.7$ であったのに比べて、無補剛の TP-1 の場合は $\mu=7.7$ と差があり、スチフナーリングによる局部補剛は変形能力に対して有効な役割を果たしていることが分かる。

§ 3. ひずみ集中

3.1 解析条件・解析モデル

両試験体の局所的なひずみ量および任意の断面のひずみ分布の性状を定性的に調査する目的で、FEM 弾性解析を行なった。以下に、解析条件を示す。

使用プログラム：NASTRAN

使用要素：CQUAD4, CTRIA3

(平面シェル要素)

材料特性：弾性係数 $E=2100 \text{ t/cm}^2$

ポアソン比 $\nu=0.3$

解析モデルは、実験を行なった試験体に対応する解析モデル 2 ケースと、比較のため従来の鋼管十字型割込みガセットプレート形式をモデル化したケース (TP-CG) の計 3 ケースであり、図-4 に示すように、試験体の形状・寸法を基に変形の対称性を考慮して 1/8 モデルとした。高力ボルト摩擦接合部は、ガセットプレートの形状・寸法のみ考慮し、スプライスプレートおよびボルト孔欠損部は無視している。

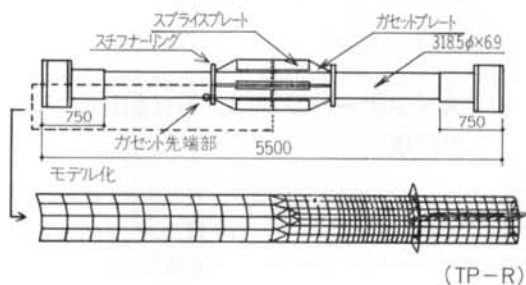


図-4 解析モデル

3.2 管軸方向ひずみ分布

図-5 と図-6 に、TP-1 と TP-R の管軸方向ひずみの管軸方向分布を示す。図-7 には、TP-CG のモデルについての弾性域での解析結果を示す。図中の値は、設計用長期荷重 (109 t)、設計用短期荷重 (164 t)、鋼管の降伏荷重 (300.6 t)、最大荷重 (P_{max} 時) 時のものあり、●印は実験値を、○印は FEM 解析値を表わしている。

無補剛の TP-1 の場合には、弾性域では FEM 値も実験値もガセット先端部にひずみが集中している (図-5(a))。荷重が鋼管の降伏荷重を越えた時点でその性状が変化し、ガセット先端部のひずみ量に比べて、ガセット先端部から 120mm 離れた位置でのひずみが相対的に大きくなっていく (図-5(d))。これは、荷重が鋼管の降伏荷重を越えた辺りでガセット先端部に亀裂が生じ、その近傍に生じていたひずみが解放されたためと考えられる。図-8 に、ガセット先端部に貼付した W.S.G により得られた荷重-管軸方向ひずみ関係を示す。図-8(a)より、亀裂の発生および進展によるひずみ解放の現象がうかがえる。

一方、ガセット先端部が局部補剛された TP-R の場合には、最終状態においてもガセット先端部に亀裂は発生せず、母材部で破断した。弾性域においても塑性域に

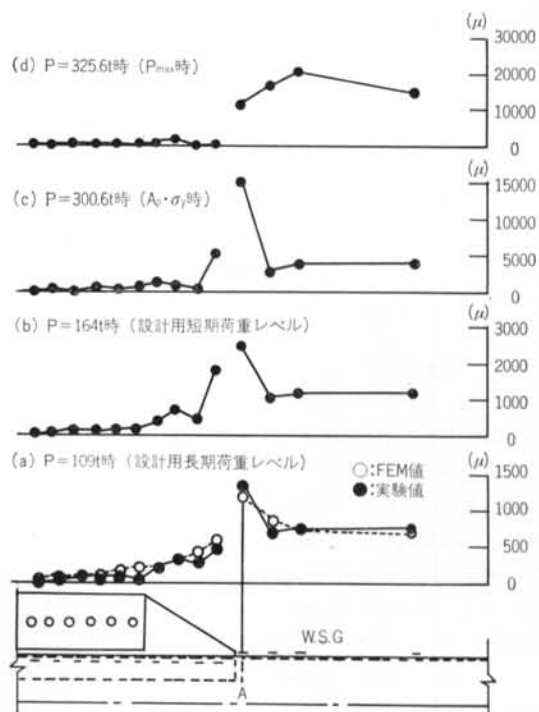


図-5 管軸方向ひずみ分布 (TP-1)

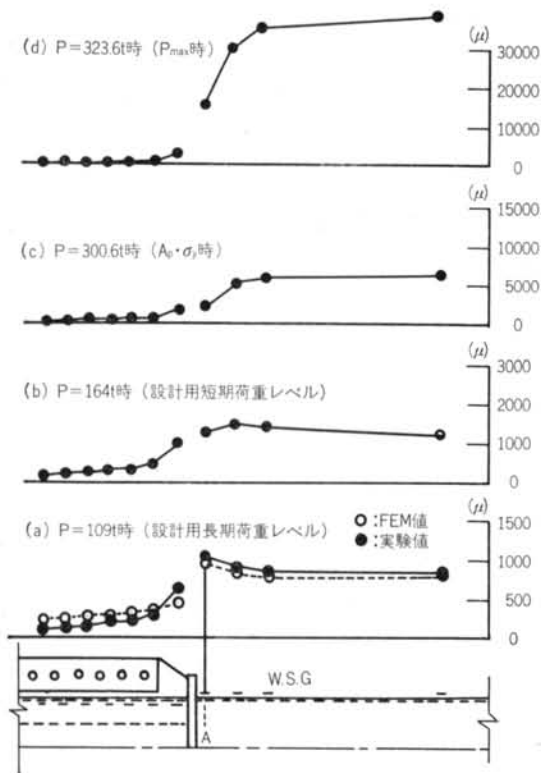


図-6 管軸方向ひずみ分布 (TP-R)

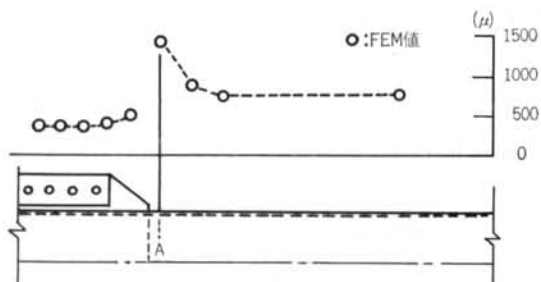
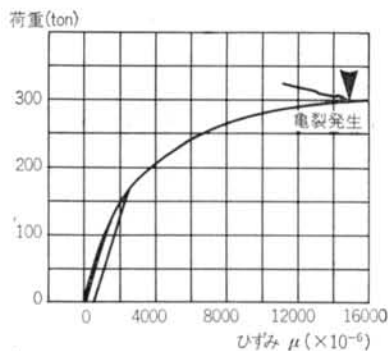


図-7 管軸方向ひずみ分布 (TP-CG)

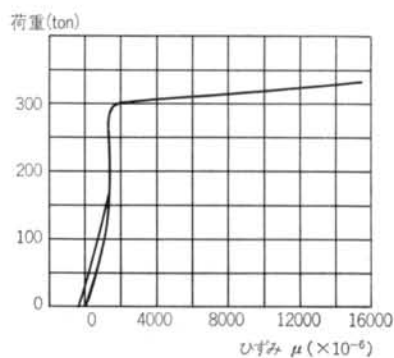
においても、ガセット先端部のひずみ集中の度合いは小さく(図-6)、TP-CGの解析結果(図-7)と比較しても小さい。

図-9に、ガセット先端位置における弾性域での管軸方向ひずみ分布を示す。●印は実験値を、○印はFEM解析値を、一点鎖線は平均ひずみを表わしている。スチフナーリングを設けることによって、同一断面における管軸方向ひずみの分布が一樣になることが分かる。

これらのことから、スチフナーリングによりガセット先端部を局部補剛することは、ひずみ集中の緩和に有効であるといえる。



(a) TP-1



(b) TP-R

図-8 ガセット先端部の荷重-管軸方向ひずみ

3.3 管周方向ひずみ分布

図-10に、ガセット先端位置(Sec. A)における弾性域での管周方向のひずみ分布を示す。●印は実験値を、○印はFEM解析値を表わしている。

無補剛のTP-1の場合には、弾性域において著しいひずみ集中の傾向を示し、 0° および 90° 位置(ガセット先端部)に引張ひずみが、 45° の位置に圧縮ひずみが生じている。これは、ガセット先端位置における鋼管断面が局部的に面外変形していることを示している。それに対して、ガセット先端部を局部補剛したTP-R、TP-CGの場合には、ひずみ集中の傾向はうかがわれない。

§ 4. スチフナーリングによる局部補剛効果の評価

スチフナーリングの存在により、ガセット先端部の鋼管周方向の剛性は大きくなり、同位置での局部的な面外変形は拘束される。したがって、拘束効果が大きいほど局部的な面外変形量は小さくなり、その変形に起因するひずみ集中の度合いも小さくなる。実験では、スチフナ

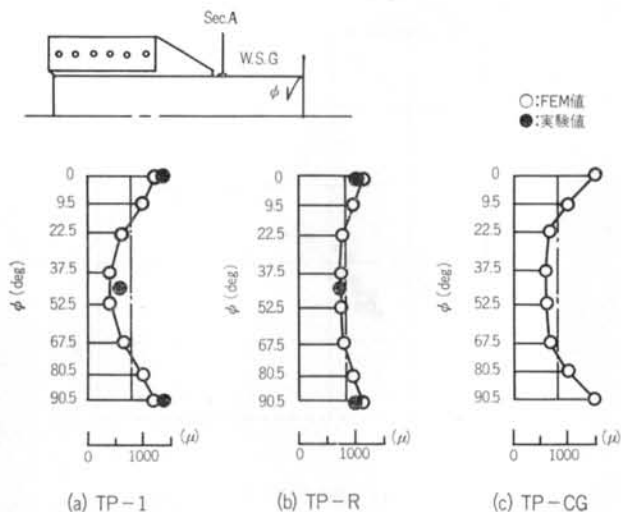


図-9 Sec. A における管軸方向ひずみ分布

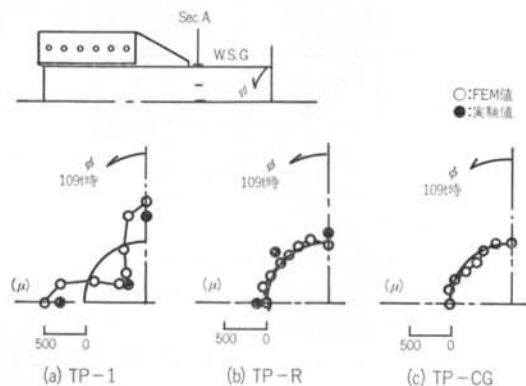


図-10 Sec. A における管周方向ひずみ分布

一リングによりガセット先端部が局部補剛された TP-R の場合は、無補剛の試験に比べて弾性域におけるガセット先端部のひずみ集中の度合いが小さく、耐力・変形能力とも優れた性状を示した。このことは、弾性域でのひずみ集中を緩和できるようにスチフナーリングを適切に取付ければ、設計上十分な耐力・変形能力が確保できることを意味している。

本章では、スチフナーリングの局部補剛効果を評価する指標としてガセット先端部のひずみ集中度 α (ガセット先端部要素の管軸方向のひずみを管軸方向の平均ひずみで除した値) に着目して、鋼管径厚比 D/t_p およびスチフナーリングのせい h_s と厚さ t_s の変化が α に及ぼす影響を定量的に評価することを試みる。

4.1 FEM 解析モデル

解析モデル数は30ケースであり、解析ケースの一覧を

シリーズ	径厚比	スチフナーリング(mm)	シリーズ	径厚比	スチフナーリング(mm)
	D/t_p	$h_s \times t_s$		D/t_s	$h_s \times t_s$
I	10	0 × 0	IV	10	65 × 22
	20			20	
	33			33	
	46			46	
	56			56	
II	10	15 × 22	IV'	46	65 × 6
	20			20	65 × 40
	V		33	10	100 × 22
			46	20	
			56	33	
III	10	30 × 22	VI	46	65 × 6
	20			100	65 × 22
	33			100	65 × 40
	46				
	56				

表-3 解析ケース

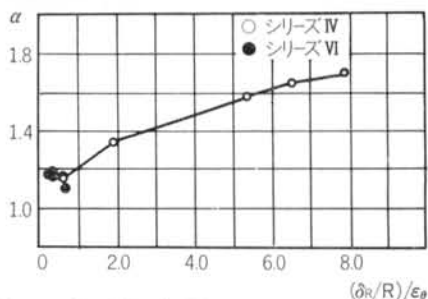


図-11 $\alpha - (\delta_R/R)/\epsilon_\theta$ 関係

表-3 に示す。解析条件は、3.1 で示したものと同一である。

4.2 面外変形率とひずみ集中度

図-11に、スチフナーリングによりガセット先端部を補剛したシリーズIVと無補剛のシリーズIについての、ガセット先端部のひずみ集中度 α と面外変形率 $(\delta_R/R)/\epsilon_\theta$ との関係を示す。ここで、面外変形率とはガセット先端部の局所的な面外変形量 δ_R を鋼管平均半径 R で除した値と、管周方向平均ひずみ ϵ_θ との比を取った値である。

無補剛のシリーズIは、面外変形率が増加するに従ってひずみ集中度も増加する傾向がある。一方、局部補剛したシリーズIVは、面外変形率およびひずみ集中度とも小さい。このことより、ガセット先端部のひずみ集中は同位置での局所的な面外変形に起因しており、面外変形を拘束することで、ひずみ集中を緩和できることが分かる。

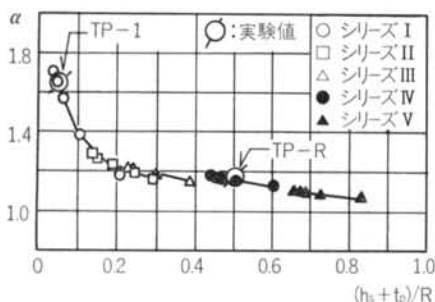


図-12 $\alpha - (h_s + t_p) / R$ 関係

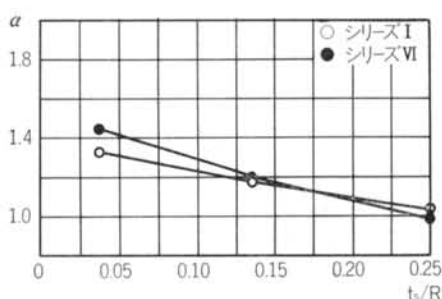


図-13 $\alpha - t_s / R$ 関係

4.3 ひずみ集中率と各影響因子

図-12に、スチフナーリングのせい h_s と鋼管板厚 t_p の和を鋼管平均半径 R により除した値 $(h_s + t_p) / R$ と α との関係を各シリーズについて示す。参考のため、TP-1 と TP-R の実験によるひずみ集中率も併わせて示す。

解析値と実験値はよく対応していることが分かる。無補剛のシリーズ I については、 $(h_s + t_p) / R$ が小さくなるにつれて α は大きくなり、鋼管径厚比が大きくなるとガセット先端部のひずみ集中率が大きくなる傾向を示している。一方、スチフナーリングの厚さを 22mm と一定として、せいを 15~100mm と変化させたシリーズ II~V については $(h_s + t_p) / R$ が大きくなると α は小さくなる傾向を示し、シリーズ I に比べてひずみ集中率は小さく、スチフナーリングによるひずみ集中の緩和が顕著に見られる。

図-13に、幅厚比が 46 のシリーズ IV と幅厚比が 100 のシリーズ VI について、スチフナーリングの厚さ t_s を鋼管平均半径 R で除した値 t_s / R と α の関係を示す。鋼管径厚比によらず、スチフナーリングの厚さが小さくなると α が大きくなる傾向を示している。

4.4 局部補剛効果の定式化

シリーズ II~VI の 25 体の解析結果を回帰分析して、ひ

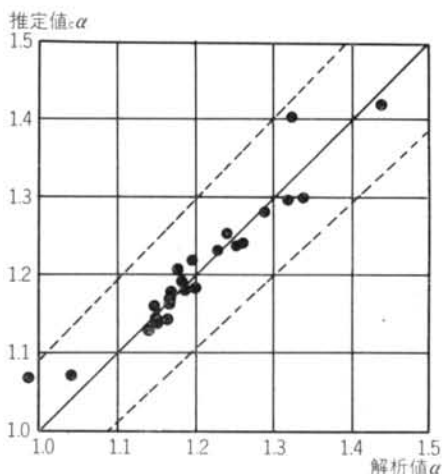


図-14 推定値 $e\alpha$ と解析値 α の関係

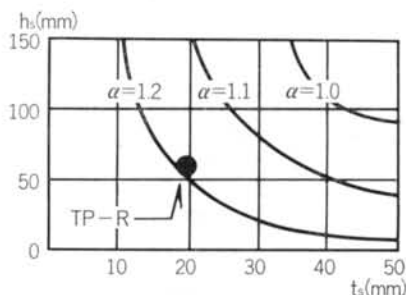


図-15 $h_s - t_s$ 関係 ($R = 159.25\text{mm}$, $t_p = 6.9\text{mm}$)
ひずみ集中率 α を $(h_s + t_p) / R$, t_s / R の関数として定量的に評価した結果を式(1)に示す。

$$\alpha = 0.82(R/t_s)^{0.146} \cdot [R/(h_s + t_p)]^{0.082} \quad \dots(1)$$

α : ガセット割込み先端部のひずみ集中率

t_p : 鋼管の厚さ(mm)

R : 鋼管の平均半径(mm)

h_s : スチフナーリングのせい(mm)

t_s : スチフナーリングの厚さ(mm)

ただし、 $20 < t_p / R < 200$

$0\text{mm} < h_s < 100\text{mm}$

$0\text{mm} < t_s < 40\text{mm}$

上式の相関係数は 0.921、標準偏差は 0.038 である。各モデルのひずみ集中率 α の解析値と式(1)による推定値 $e\alpha$ の関係を図-14に示す。図中の破線は、95%信頼帯を示している。図から、式(1)によりガセット先端部のひずみ集中率を精度良く推定できることが分かる。

試みに、式(1)を用いて、TP-R と同一寸法の鋼管 (318.5×6.9φ) を用いた場合のスチフナーリングのせいと厚さの関係を求めた結果を図-15に示す。TP-R の実験による α は 1.20 であり、耐力・変形能力とも十分に

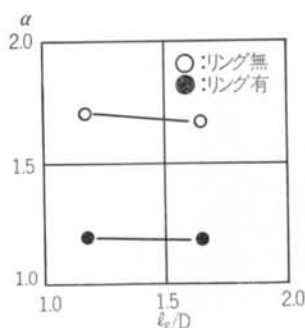


図-16 $\alpha-l_0/D$ 関係

あったことを考慮して、ここで α の範囲を $\alpha \leq 1.20$ とすれば、スチフナーリングの形状・寸法を図より求めることができる。

なお、式(1)が適用できるのは、SS41キロ級の強度を有する鋼材を用いた鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手で、ガセットプレートの割込み長さが十分に確保され、かつ高力ボルト接合部で破壊しない場合であり、その他の接合部形式のものに対しては別途検討が必要である。ガセットプレートの割込み長さについては、TP-Rのモデルを基に割込み長さを変化させてFEM解析した結果、図-16に示すように、ガセットプレートの割込み長さ l_0 を使用鋼管外径 D で除した値が1.2~1.7の範囲では、 l_0/D の変化によらずひずみ集中率 α の値はほぼ一定値を示した。このことから、 l_0/D が1.2以上であれば式(1)は適用可能であるといえる。

§ 5. まとめ

鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手について、載荷実験およびFEM解析を行なった結果、以下のことが明らかとなった。

1) ガセット割込み先端部をスチフナーリングにより局部補剛した試験体は、鋼管母材のくびれにより破断した。最終状態においても、ガセット先端部に亀裂は認められなかった。一方、無補剛の試験体は、降伏荷重近傍でガセット先端部のまわし溶接ビード止端部に生じた亀裂が鋼管断面方向に瞬時に進展し破断した。

2) スチフナーリングの有無が最大耐力に及ぼす影響はそれほど顕著でないが、ガセット先端部を補剛した試験体は、無補剛体と比べて大きな変形能力を示したことから、スチフナーリングによる局部補剛は変形能力に対して有効である。

3) ガセット先端部を補剛していない試験体は、弾性域からガセット先端部近傍にひずみが集中する傾向にある。一方、局部補剛した試験体は弾性域・塑性域ともにひずみ集中の傾向がないことから、スチフナーリングによるガセット先端部の局部補剛はひずみ集中の緩和に有効である。

4) スチフナーリングによるガセットプレート先端部の局部補剛効果は、式(1)によりおおむね評価でき、ひずみ集中率が1.20以下となるようにスチフナーリングの寸法・形状を決めれば、設計上十分な力学的性状を確保できる。

<参考文献>

- 1) 奥田修司：“大空間を求めて、トラスにプレストレス導入” 建築技術 (1989年2月) pp.124~127
- 2) 日本建築学会編：“鋼管構造設計施工指針・同解説” 日本建築学会 (1990年1月)
- 3) 五十嵐定義, 松本竹二, 辻岡静雄, 減辺律夫：“鋼管十字形割込みガセットプレート継手の引張耐力に関する実験的研究” 日本建築学会構造系論文報告集 第372号 (昭和62年2月) pp.86~92
- 4) 藤本盛久, 橋本篤秀, 守谷一彦, 木村信也, 岡田久志, 多賀雅泰, 大須賀豊：“引張力を受ける鋼管十字形割込みガセットプレート継手の力学的性状に関する研究 (その1) 実大実験” 日本建築学会大会学術講演梗概集 (昭和55年9月) pp.1259~1260
- 5) 上場輝康, 金谷弘, 藤原勝義, 田淵基嗣：“鋼管柱・H形はり接合部の耐力推定式—鋼管柱溶接接合部の研究II” 日本建築学会構造系論文報告集 第325号 (昭和58年3月) pp.67~73
- 6) 坂本真一, 矢部喜堂, 下村英男, 大前安和, 持田泰秀：“鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手の力学的性状” 日本建築学会大会学術講演梗概集 (1989年10月) pp.1151~1152
- 7) 持田泰秀, 矢部喜堂, 坂本真一：“鋼管割込みセパレート型ガセットプレート継手の力学的性状—スチフナーリングによる局部補剛効果—” 日本建築学会大会学術講演梗概集 (1990年10月) pp.1513~1514

