

熊本大学 正員。山尾敏孝
" " 崎元達郎
大阪大学 " 小松定夫

1) まえがき; アーチ系橋梁は、圧縮材を主構造とするので耐荷力及び弾塑性挙動に対しては、部材の溶接集成によって生じる残留応力や製作上避けられない初期不整の存在が重要な影響を及ぼすと考えられる。実際のアーチ系橋梁は、通常2本の平行なリブをトラスやラーメンで補剛し、横力に抵抗するように設計されているが構造全体としての立体的効果ならびに補剛材の形式や剛度が耐荷力に及ぼす影響は考慮していない。本報は、溶接箱型断面を有する2ヒンジ放物線アーチ供試体を用い、風荷重や地震荷重等の水平横力が加わった場合を想定して弾塑性界面耐荷力実験を行ない、その性状について理論解析値⁶⁾と比較しながら述べたものである。

2) 実験概要; 使用鋼材(JIS-41)についての引張試験(JIS-5号)と本実験と同一断面寸法を持つ供試体について残留応力の測定を行ない、降伏応力 $\sigma_y = 3640 \text{ kg/cm}^2$, 降伏ひずみ $\epsilon_y = 2000 \mu$ を得た。残留応力の測定値と修正分布は図-1のようになり、修正分布の最大圧縮残留応力は各管で0.27%、フランジで0.01%⁽²⁾

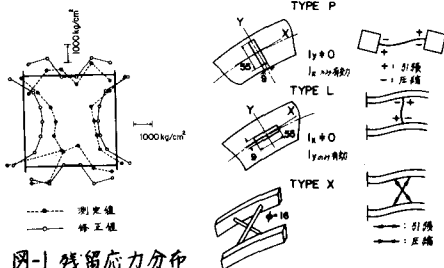


图-1 残留应力分布

である。横補剛材の取付け方向と形状寸法および抵抗形態を図-2に示すが、抵抗形式により補剛材のタイプを区別した。図-3には供試体の設計断面寸法と形状寸法を示す。アーチリブの細長比は $b/h = 160$ とし、補剛材の曲げ剛性は主桁の面外曲げ剛性の約40%である。荷重は死荷重と活荷重として鉛直等分布荷重 V と、風、地震荷重として水平等分布荷重 H が作用する場合を想定し、載荷装置は支間8等分点に集中荷重を作用させる構造とした。図-4に載荷装置を、表-1に供試体の形式及び理論値と実験値の水平最大荷重を示す。実験値の最大荷重は、実際に載荷した荷重と載荷装置の自重とを合わせたものである。

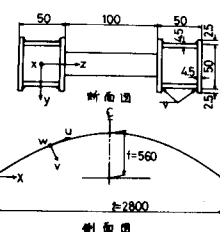


圖-3 供試體寸法

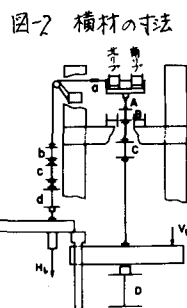


图-4 载荷装置

3) 耐荷力; 表-1に最大荷重を示したが、No.1は単材のため、横力載荷の場合両支点の固定度に問題点があったと考えられる。又No.4は両支点のアーチ脚部のリブが局部座屈を生じたため、耐荷力がそれぞれ小さくなった。他の2体については、理論値と実験値が比較的良い対応を示している。鉛直荷重は、線形理論による

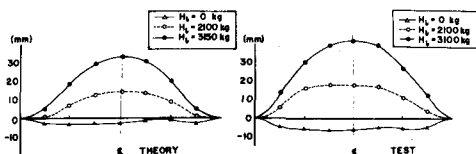


図-5 荷重-面外たわみモード No.2 ($V=40 \text{ ton}$)

荷重に相当する。図-5には、No.2の荷重-

面外たわみモードを示す。実験値の方が多少大きめであるが、理論値と良い対応を示している。図-6は同じくNo.2の崩壊後の様子を示したものである。

4) 両りづの立体的協力作用; 複弦鋼アークが面内荷重に加えて水平横力を受ける場合

表-1 供試体の形式 および 結果

No.	車種 の別	載荷形式	補剛材の 形状 表紙	最大初期 面外にむか	初期面外 にむかモード	鉛直荷 重 (t)	最大水平荷重 (kg)	H ₀ /H ₁
							(kg) 鉛直(H ₀) 水平(H ₁)	x100(%)
1	単	軸方向荷載 水平方向荷載		1/1212		20	505 1206	40
2	複	"	7-P 	(外) 1/1640 (内) 1/660		40	3705 3325	111
3	複	"	7-L 	(外) 1/740 (内) 1/550		50	3705 3780	98
4	複	"	7-X 	(外) 1/270 (内) 1/620		50	2305 5240	44

面外曲げモーメントは支点部で最大となる。支点部の直応力の分布は、表-2の複入図の如くなり、軸圧縮力 N 、両リブ一体としての面外曲げモーメント M_d 、個々のリブの面外曲げモーメント M_{s1} の3つに分離できる。したがって M_d, M_{s1} の M_t にしろ割合によって、両リブの一体性すなわち補剛形式の差による補剛効果の差を知ることができる。この表は、理論値より求めたもので、 M_d の M_t にしろ割合は、Type Pでは39%、Type L, Xは約1.8倍の70%になっている。このことより水平横力に対してType L, XはType Pに比べて、両リブ一体となって面外曲げに抵抗することがわかる。実験値では、横力が500 kgと小さいため測定ひずみが小さく、有意な相違は得られなかった。

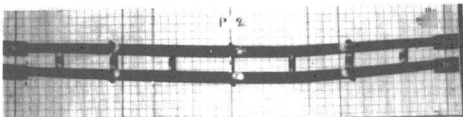


図-6 崩壊後の供試体 (No.2)

表-2 面外曲げモーメントの比較

No.	BENDING MOMENT ($\times 10^4$ kg cm)				
	M_d	M_{s1}	M_{s2}	M_t	$M_d/M_t(\%)$
THEORY ($V_t=40$ or 50 ton, $H_t=500$ kg)					
2	0.67	0.52	0.52	1.71	39
3	1.16	0.29	0.37	1.82	64
4	1.16	0.21	0.24	1.61	72

REMARKS $M_t = M_d + M_{s1} + M_{s2}$

Decomposition of normal stress distributions

5) 補剛材の位置と剛性; 図-7には、No.2のクラウンと δ 点における補剛材の x 軸、 y 軸まわりの曲げモーメントを測定曲げひずみより計算したものである。 M_x はアーチリブのねじりに抵抗するモーメントと考えられ、単材アーチのねじり変形モードより類推すると、クラウンで最大、両支点で0となると思われたが結果は δ 点で最大となった。これはNo.2の南北リブの面内変位モードが図-8のようになっており、主部材のねじり角方向と、補剛材の部材回転角の方向がクラウンでは右側上図のように同方向であるのに対し、 δ 点では下図のように逆になったためと考えられる。次に M_y はリブの面外曲げに抵抗するモーメントと考えられるが、図-7からわかるように δ 点付近が最大で、クラウンで最小となった。これは単材アーチの面外たわみモードからの類推に一致する。以上の事より、ねじり変形に抵抗でき、かつ面外曲げに抵抗が大きい補剛材を δ 点から端部にかけて用いると効果があると考えられる。

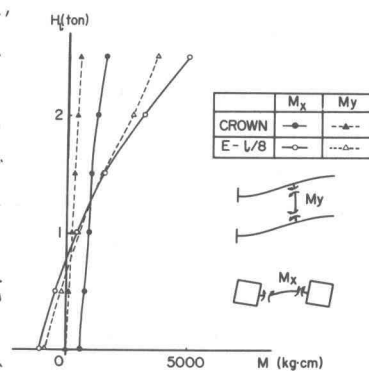


図-7 荷重-曲げモーメント (No.2)

6) 塑性域の分布; 図-9はNo.2の最終つり合い状態における塑性域の分布を示したものである。面内荷重による軸力と、水平横力による面外曲げにより、両リブの支点部の+Z Web及びクラウンの-Z Webに圧縮による降伏域がみられ、両支点部の-Z Webには引張降伏域がみえている。また面内荷重で降伏していた支点部の-Z Webは、横力により弾性復活が生じているのが実験・理論の両方でみられた。さらに理論値と実験値がよく対応していることもわかる。以上のことより、水平横力を受ける場合も、鉛直荷重を受ける時と同様に、塑性域の軸方向の拡がりやを考慮すべきであること、塑性ヒンジを生じないうちに不安定現象を生じてしまうことなど明らかになった。なお、数値計算は、九州大学大型計算機センターのFACOM 270-75によった。

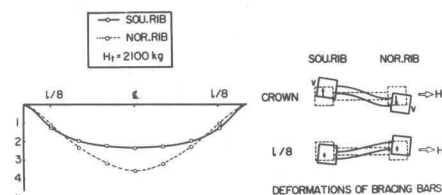


図-8 荷重-面内変位 No.2 ($V_t=40$ ton)

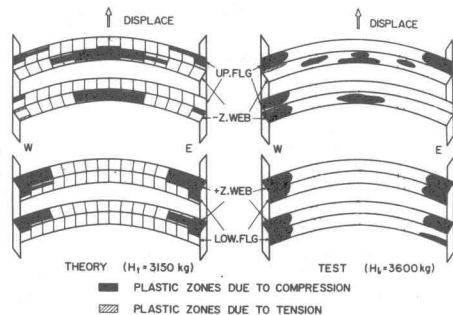


図-9 塑性域の分布 (No.2)

—— 参考文献 ——

- 1) Komatsu, S. and T. Sakimoto, "Nonlinear Analysis of Spatial" Proc. of JSCE, No. 252, Aug., 1976
- 2) 崎元, 山鹿, 榎本, 北野 "複弦剛アーチの面外耐荷力に関する実験" 土木学会西部支部講演概要集, 昭和52年2月