

# 中央径間長 3000m を有する 4 径間超長大吊橋の耐荷力特性

日本工営株式会社 正会員 ○藤岡 健祐 首都大学東京大学院 フェロー会員 野上 邦栄  
 長岡技術科学大学名誉教授 正会員 長井 正嗣 (株)長大 正会員 池田 虎彦

## 1. 目的

現在、海外では多くの超長大橋梁・新吊形式橋梁の計画・建設が進められている。これらのプロジェクトを実現させるためには、超長大橋に対する新材料、新構造形式の開発が必要となるとともに、経済性、耐久性に富んだ合理的な設計・施工が求められる。国内外の超長大橋の構造形式としては、これまでの実績から3径間吊橋の重連構造形式が多く採用されてきたが、この形式は塔基礎の増加、中間アンカレイジの設置が必要なため経済性に劣る。そこで、新たな選択肢として多径間吊橋が注目されている<sup>1)</sup>。しかし、多径間吊橋の構造全体系の弾塑性挙動および終局強度について検討した研究は少ない。以上の背景から、本研究では、中央径間長 3000m を有する 4 径間超長大吊橋を対象にして、構造全体系の弾塑性挙動および終局強度特性を解析的に検討し、サグ比の相違が耐荷力特性に及ぼす影響を明らかにする。

## 2. 解析モデル

対象とするモデルは、中央径間長 3000m (スパン比 1 : 2 : 2 : 1) を有する 4 径間吊橋でサグ比 1/8, 1/9, 1/10, 1/11 の 4 橋である。これらは本州四国連絡高速道路(株)の設計基準により、応力度照査ならびに座屈安定照査を満足するように試設計した。主塔は、サグ比 1/8, 1/9 モデルは 7 層、サグ比 1/10, 1/11 モデルは 6 層の鋼製ラーメン形式で、主塔形状と塔高はそれぞれ図 2 に示すとおりである。塔柱断面は 4 モデルとも図 3 のような 7 セルの変断面であり、3 主塔は同一断面である。ケーブル中心間隔は 35.5m、ハンガーケーブルの定着間隔は 50m である。補剛桁は図 4 のような単室箱桁を採用した。なお、箱断面は縦リブを考慮した換算板厚として板厚を計算した。主ケーブルには従来の ST1770 と高強度な ST2000 の 2 パターン、ハンガーには ST1570 を用いる。構成則は、主塔と補剛桁は完全塑性型、主ケーブルとハンガーはバイリニア型を仮定する。各部材要素の断面諸元を表 1 にまとめる。

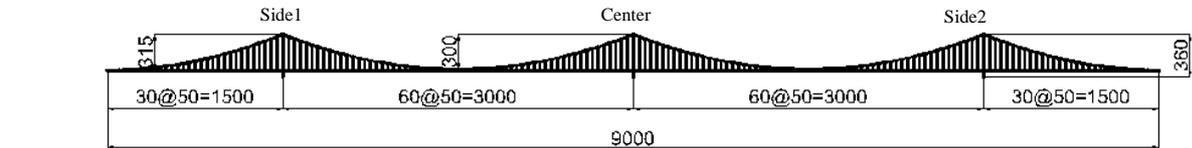


図 1 全体形状(サグ比 1/10, (m))

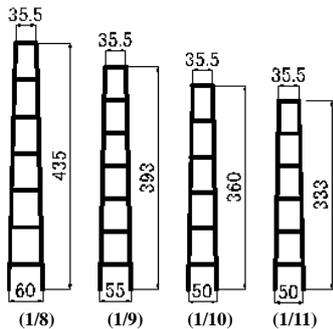


図 2 主塔形状(m)

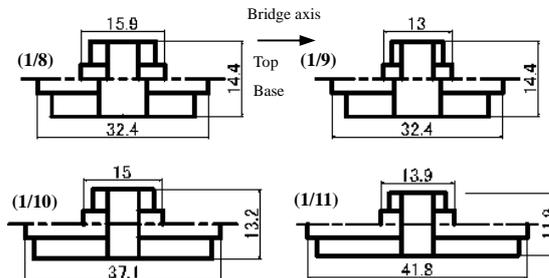


図 3 主塔断面(m)

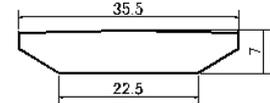


図 4 主桁断面(m)

表 1 断面諸元

Sag ratio	Tower height(m)	Tower								Girder				Main cable		Hanger A(m <sup>2</sup> )
		Top				Base				Material	A(m <sup>2</sup> )	I <sub>x</sub> (m <sup>4</sup> )	I <sub>y</sub> (m <sup>4</sup> )	ST1770	ST2000	
		Material	A(m <sup>2</sup> )	I <sub>x</sub> (m <sup>4</sup> )	I <sub>y</sub> (m <sup>4</sup> )	Material	A(m <sup>2</sup> )	I <sub>x</sub> (m <sup>4</sup> )	I <sub>y</sub> (m <sup>4</sup> )					A(m <sup>2</sup> )	A(m <sup>2</sup> )	
1/8	435	SM570	5.76	135.5	142.6	SM570	12.48	321.3	1200.9	SM490Y	1.55	13.7	199.0	0.70	0.56	
1/9	393		4.92	113.8	102.0		12.48	321.3	1200.9					0.80	0.64	
1/10	360		5.26	106.3	120.3		12.40	280.4	1578.5					0.93	0.73	
1/11	333		5.26	89.6	132.8		13.39	253.2	2300.6					1.06	0.82	

キーワード 多径間吊橋 弾塑性挙動 耐荷力特性

連絡先 〒192-0397 東京都八王子市南大沢 1-1 首都大学東京 TEL042-677-1111

解析方法は、弾塑性有限変位理論による骨組構造解析を用いた。荷重条件は、死荷重  $D(W_D=167.41\text{kN/m})$  が作用する初期状態 1.0D から荷重  $\alpha$  (死荷重  $D$ +活荷重  $L(W_L=33.69\text{kN/m})$ ) を漸増载荷した。なお、 $\alpha$  に 1 を加えた初期状態からの荷重倍率を全荷重倍率  $\beta$  と定義する。

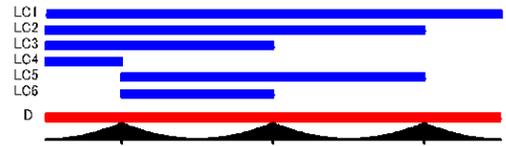


図7 活荷重载荷条件

活荷重载荷条件は図7に示す6ケースを設定した。初期不整は塔に対してのみ初期たわみと残留応力を考慮する。初期たわみについては、直線形状で、塔頂部橋軸方向に塔高の 1/2000 の変位を導入する。残留応力については溶接型断面の理想的線形分布を仮定し、引張残留応力・圧縮残留応力にはそれぞれ降伏応力  $\sigma_y$  ,  $0.4\sigma_y$  を適用する。

3. 解析結果

サグ比 1/8, 1/11 モデルについて、主ケーブルに ST1770 を採用した場合の解析結果を図8に示す。両モデル(初期不整あり)における各構成部材の各荷重条件に対する初期降伏時および終局時の荷重倍率を示す。両モデル共に荷重条件による終局時荷重倍率の変化はほとんどないが、主塔の初期降伏に対する影響は大きい。特に LC2,3,5 はそれぞれ側塔 2, 中央塔, 側塔 1,2 に厳しい荷重条件となった。図9に各モデルの初期不整を考慮した場合としない場合の終局時荷重倍率を示す。両モデル共に初期不整の影響は小さく、最大でも 1% に満たない。また、終局時荷重倍率においてサグ比による違いは、最大でも 3.5% 程度で、大きな差異は見られなかった。

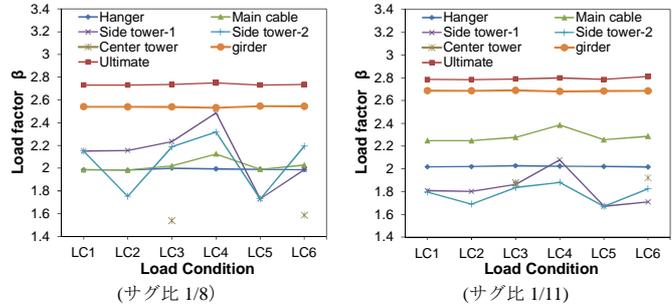


図8 初期降伏時および終局時の荷重倍率

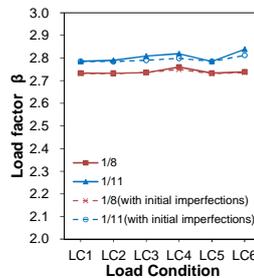


図9 終局時荷重倍率

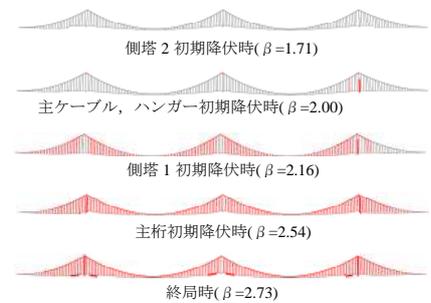


図10 LC2における崩壊形状モード

以下、サグ比 1/8 モデル (初期不整あり) において、最も厳しい荷重条件となった LC2 の場合について考察する。図10に全体系の崩壊形状モードを示す。LC2 では側塔 2, 主ケーブル, ハンガー, 側塔 1, 主桁の順に初期降伏を起こし、ハンガーの破断によって終局を迎えた。図11に終局時における側塔 2 応力分布を示す。塔頂部を除いて殆どが降伏している。図12に終局時のケーブル塑性ひずみ分布を示す。全てのハンガーで降伏が生じ、主ケーブルでも端部を除き殆どが降伏している。また、主塔から 500m の位置のハンガーが破断ひずみに達している。図13に主塔塔頂部荷重変位曲線を示す。鉛直変位、橋軸方向変位共に荷重の増加に伴って増加しているが、主ケーブルの初期降伏後 ( $\beta=2.00$ )、側塔は急激に変位が増大している。

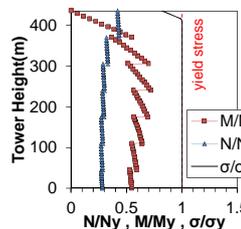


図11 側塔 2 塔応力分布

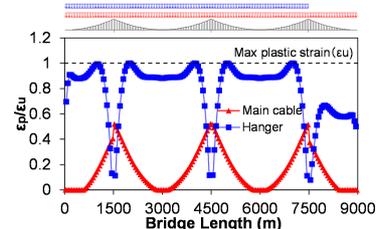


図12 ケーブル塑性ひずみ分布

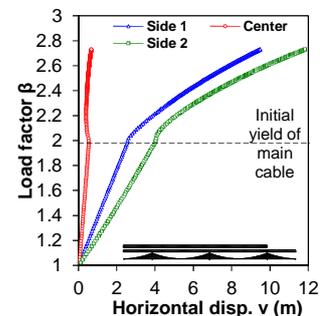
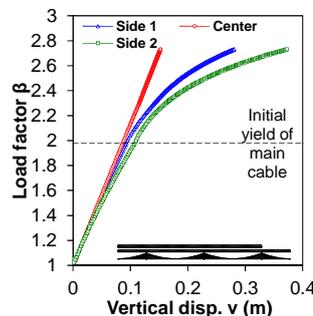


図13 主塔塔頂部荷重変位曲線 (サグ比 1/8 モデル)

4. 結論

サグ比が大きくなるほど主ケーブルの初期降伏は早まるが、終局強度に与える影響は小さく、全モデルにおいて終局時荷重倍率 2.7 以上を有しており、耐荷力の立場から十分に建設実現の可能性はある。

参考文献

1) 財団法人 海洋架橋調査会：未来を拓く情報資料誌 海峡横断, Vol.17, 2001.7