

ニールセンローゼ橋の力学的特性とその耐荷力

A study on mechanical characteristics
and load carrying capacity of Nielsen-Lohse bridges

阪野雅則*, 北田俊行**, 鳥野晃督***

Masanori SAKANO, Toshiyuki KITADA, Kousuke TORINO

* 工修, 松尾橋梁(株)技術開発室 (〒550-0005 大阪市西区西本町3丁目1番43号)

** 工博, 大阪市立大学大学院教授, 工学研究科都市系専攻 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本3丁目3番138号)

*** 大阪市立大学大学院 工学研究科都市系専攻修士課程1年生 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本3丁目3番138号)

This paper presents results of a parametric analysis carried out on the mechanical characteristics and load carrying capacity of Nielsen-Lohse bridges. First, trial design is conducted for various practical bridge models according to Japanese Specifications for Highway Bridges (JSHB) in order to investigate the mechanical characteristics and load carrying capacity of these models. Second, the exact load carrying capacity of these models is numerically calculated through elasto-plastic and finite displacement analyses by using a FEM program EPASS. Finally, rational and economical types as well as a design method of Nielsen-Lohse bridges are proposed based on the parametric analysis.

Key words: Nielsen-Lohse bridge, ultimate strength, rational design method

キーワード: ニールセンローゼ橋, 終局強度, 合理的な設計法

1. まえがき

ニールセンローゼ橋アーチリブの耐荷力は現在, 有効座屈長の概念を用いて照査されている。一般に, その有効座屈長は, 弾性座屈解析から求められることが多い。しかし, 道路橋示方書¹⁾ (以下, 道示という) に従って設計されたニールセンローゼ橋は, ある設計組み合わせ荷重を比例漸増させていくと, 弾性座屈荷重よりかなり低い荷重段階で材料が降伏するため, 弾性座屈解析から求めた有効座屈長を設計に用いるのは合理性に乏しいといえる。ただし長大橋の場合, この有効座屈長を用いて詳細設計を行い, その後, 弾塑性有限変位解析により, 橋梁全体の座屈安全性を検証する方法がよく用いられる。その結果, 道示に従って設計されたニールセンローゼ橋の安全率は, 道示に示される安全率よりもかなり大きくなるということが報告されている^{2),3)}。

そこで, 文献4), 5)においては, 対象とするニールセンローゼ橋について, 弾塑性有限変位解析による数値解析および全体模型による耐荷力実験がなされた。その結果, バスケットハンドル型のニールセンローゼ橋の場合, 最終的にアーチリブは面外座屈モードを呈して終局状態に至るが, 終局状態に至るまでにアーチリブの降伏域が広範囲に進展することが明らかにされている。これらの

結果をもとに, 設計時に用いるアーチリブの合理的な有効座屈長の取り方についての提案がなされている。その後, 文献6), 7)においても, 実際に建設されたニールセンローゼ橋に基づいて, 弾塑性有限変位解析による耐荷力解析がなされ, 同様の解析結果になることが確認されている。また, 文献8)では, 一般的なニールセンローゼ橋の終局状態に至るまでの挙動が明らかにされ, アーチリブの非線形挙動を考慮した耐荷力照査法が提案されている。

しかしながら, ニールセンローゼ橋の場合, ライズー支間長比, 主構 (アーチリブと補剛桁) の断面形状, 上横繫材の設置間隔や必要剛度, アーチリブの配置形状 (平行弦型とバスケットハンドル型), などの構造上のバリエーションが多種考えられる。それらの違いが, 構造全体の耐荷力, 構造的な合理性, および経済性に対してどのように有効に働くのか, まだ未解明なことがらが数多くある。

本研究では, まず, 種々のパラメータを変化させた実際のモデルを設定し, 現行の道示にしたがって概略設計を行い, 力学的特性, 経済性 (鋼重) などの基本特性を把握する。つぎに, それらの試設計されたモデルを, 3次元骨組構造物にモデル化し, 弾塑性有限変位解析プログラムEPASS(Elasto-Plastic Analysis of Steel Structures)⁹⁾

を用いてパラメトリック解析を行い、全体モデルの座屈に対する終局強度特性を明らかにする。そして、これらの結果をもとにして、より合理的で経済的なニールセンローゼ橋を設計するための基礎的資料を提供する。

2. 概略試設計によるニールセンローゼ橋の基本特性

2.1 試設計モデル

ニールセンローゼ橋の力学的特性を探るため、現行の道示にしたがい、概略試設計を行った。全体モデルの基本寸法について、支間長は $L=180\text{m}$ とし、①2車線を想定した標準幅員モデル（補剛桁間隔 $B=13.7\text{m}$ ）、および4車線を想定した広幅員モデル（補剛桁間隔 $B=23\text{m}$ ）の2種類を設定した。それらの概要を図-1に示す。

これらのモデルに対して、②アーチリブおよび補剛桁の断面形状および断面の大きさ、③ライズー支間長比 R/L 、④ケーブル傾斜角 θ_c 、および⑤アーチリブを設計する際に用いる有効座屈長のこれら5項目を変化させるパラメータとして設定した。

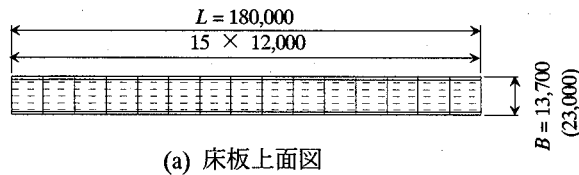
すなわち、アーチリブおよび補剛桁の断面形状は、表-1に示すように、断面の縦横比 $h:b$ をそれぞれ2.5:1, 1.5:1, 1:1, 1:1.5, および1:2.5の5種類に設定し、それぞれ名称を、A, B, C, D, およびEタイプとし

た。なお、各ケースとも断面の面積 $h \times b$ はほぼ一定にしている。

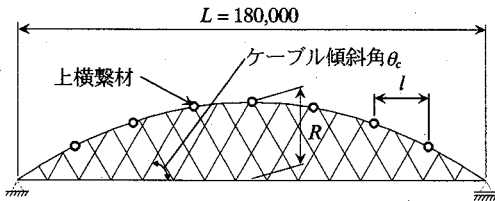
また、断面の大きさは、表-1に示すように、標準幅員モデルのアーチリブおよび補剛桁の断面に対しては、上記A～Eタイプの標準断面の他に、スレンダー断面としてBSおよびDSタイプ、ならびに超スレンダー断面として断面タイプBSSおよびDSSタイプの3種類とした。そして、広幅員モデルでは、死荷重および活荷重の荷重強度が標準幅員モデルより大きくなるので、標準断面より一回り大きい断面寸法を設定し、AL, BL, CL, DL, およびELタイプとした。なお、アーチリブ断面の大きさを表すパラメータとして、 $L/\sqrt{r_y^2+r_z^2}$ (L : 支間長, r_y, r_z : アーチリブの水平軸および鉛直軸回りの断面2次半径で、アーチリブ全長にわたる平均値) を指標とした場合、概略試設計結果より、標準断面A～Eタイプ（後述の基準モデルの場合）は232～260, スレンダー断面BSおよびDSタイプは313, 超スレンダー断面BSSおよびDSSタイプは402～421, 大断面AL～ELタイプは152～172となっている。

次に、ライズー支間長比 R/L およびケーブル傾斜角 θ_c の変動は、標準幅員モデルに対してのみ設定し、それぞれ、 $R/L=1/3.6, 1/4, 1/4.5, 1/5, 1/6, 1/6.67, 1/7.5$ の7ケースおよび $\theta_c=45^\circ, 50^\circ, 55^\circ, 60^\circ, 65^\circ, 70^\circ, 75^\circ, 80^\circ$ の8ケースとした。

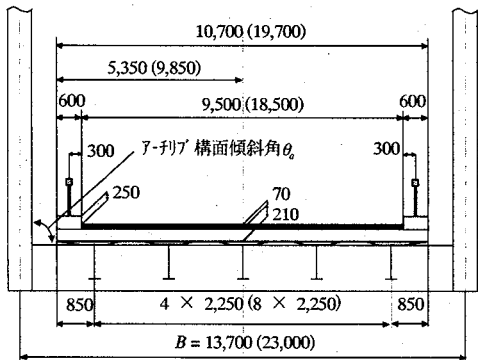
さらに、標準幅員モデルにおいて、設計時に用いるアーチリブの有効座屈長 l_{eff} は、面内座屈に対して、ケーブル間隔の2倍、面外座屈に対して上横繫間隔（ここではアーチリブ全長を等間隔に上横繫材7本を配置）として設計したモデルと、有効座屈長を考慮せずゼロとして設計し



(a) 床板上面図



(b) 側面図



(c) 横断面図

注) ()内は広幅員モデルの場合を示す

図-1 概略試設計橋の概略図 (単位: mm)

表-1 各モデルの断面の形状と寸法 (単位: mm)

断面タイプ名	A(AL)	B(BL)	C(CL)	D(DL)	E(EL)
標準断面	$b = 880(1270)$ $h = 1950(2925)$	$b = 1100(1600)$ $h = 1500(2250)$	$b = 1320(1930)$ $h = 1220(1830)$	$b = 1600(2350)$ $h = 1000(1500)$	$b = 2050(3025)$ $h = 780(1170)$
縦横比	2.5:1	1.5:1	1:1	1:1.5	1:2.5
()内は大断面の場合の値					
補剛桁	$b = 880(1270)$ $h = 1950(2925)$	$b = 1100(1600)$ $h = 1500(2250)$	$b = 1320(1930)$ $h = 1220(1830)$	$b = 1600(2350)$ $h = 1000(1500)$	$b = 2050(3025)$ $h = 780(1170)$
縦横比	2.5:1	1.5:1	1:1	1:1.5	1:2.5
断面タイプ名	BS(BSS) DS(DSS)				
スレンダー断面	$b = 900(700)$ $h = 1200(900)$	$b = 1300(1000)$ $h = 800(600)$			
縦横比	1.5:1	1:1.5			
()内は超スレンダー断面の場合の値					
補剛桁	$b = 900(700)$ $h = 1200(900)$	$b = 1300(1000)$ $h = 800(600)$			
縦横比	1.5:1	1:1.5			
上横繫材			標準断面, スレンダー断面, 超スレンダー断面モデルに適用 $t = 15$		
大断面モデルに適用			 $t = 22$		

表-2 概略試設計および弾塑性有限変位解析で変化させるパラメータ

項目	概略試設計	弾塑性有限変位解析
①幅員 (補剛桁間隔B)	標準幅員(2車線), 広幅員(4車線) (13.7m, 23m)	同左
②ア-リブ, 補剛桁の断面 タイプ (表1参照)	標準断面: A, B, C, D, E スリット断面: BS, DS 超スリット断面: BSS, DSS (標準幅員に適用) 大断面: AL, BL, CL, DL, EL (広幅員に適用)	同左
③ライズ・支間長比 R/L (ライズR)	1/3.6, 1/4, 1/4.5, 1/5, <u>1/6</u> , 1/6.67, 1/7.5 (50m, 45m, 40m, 36m, <u>30m</u> , 27m, 24m)	1/4.5, <u>1/6</u> , 1/7.5 (40m, <u>30m</u> , 24m)
④ケーブル傾斜角 θ_c (°)	45, 50, 55, <u>60</u> , 65, 70, 75, 80	50, <u>60</u> , 70, 80
⑤概略試設計時に用いるア-リブの有効座屈長	i) 面内, 面外=0, ii) 面内=ケーブル間隔の2倍, 面外=上横繫材間隔	同左
⑥上横繫材本数	考慮せず	1, 3, 5, <u>7</u> , 11
⑦ア-リブ構面傾斜角 θ_a (°)	<u>90</u> (平行弦)	<u>90</u> , 85, 80
⑧支間・補剛桁間隔比L/B (補剛桁間隔B)	考慮せず	60, 30, 20, <u>13.1</u> (3m, 6m, 9m, <u>13.7m</u>)

注) 太字は、基準モデルのタイプおよび数値を意味する。

たモデルとの2種類を考えた。

以上で説明した、概略試設計において変化させるパラメータを、表-2にまとめる。この中で、便宜上、標準幅員モデルで、ライズ・支間長比 $R/L=1/6$ 、ケーブル傾斜角 $\theta_c=60^\circ$ 、かつ有効座屈長を面内および面外ともゼロとして設計したモデルを、基準モデルと称する。

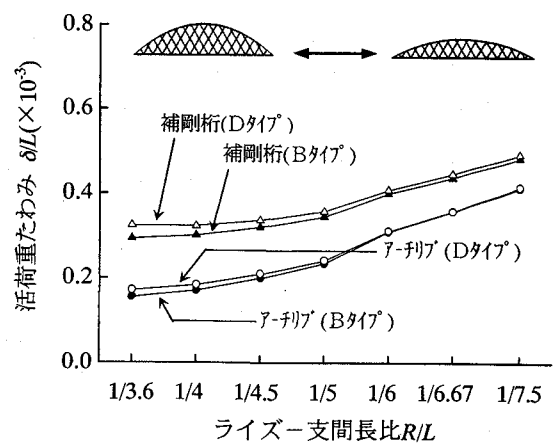
その他の設計条件として、活荷重はB活荷重、鋼種は全てSM490Y、ケーブルはPWS (安全率3.5、ヤング係数 $E=1.95 \times 10^5$ (N/mm²)) としている。なお、本試設計では、風荷重、地震荷重等の水平横荷重は考慮していない。

2.2 概略試設計結果と考察

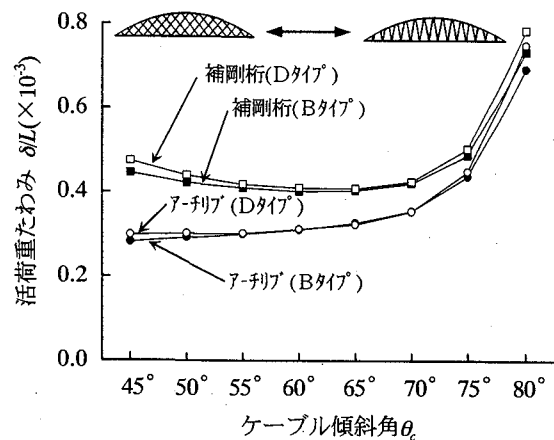
(1) 活荷重たわみ

図-2には、基準モデルのライズ・支間長比 R/L およびケーブル傾斜角 θ_c をそれぞれ変化させたモデルの、アーチリブおよび補剛桁の活荷重たわみ δ/L (δ : 活荷重たわみ値) の変化状況を示す。図-2(a)より、活荷重たわみは、 R/L が小さくなるにしたがい増加しており、 R/L が大きい方が有利になることがわかる。

次に、同図(b)より、活荷重たわみは、いずれの場合も、



(a) ライズ・支間長比と活荷重たわみとの関係



(b) ケーブル傾斜角と活荷重たわみとの関係

図-2 ライズ・支間長比およびケーブル傾斜角と活荷重たわみとの関係

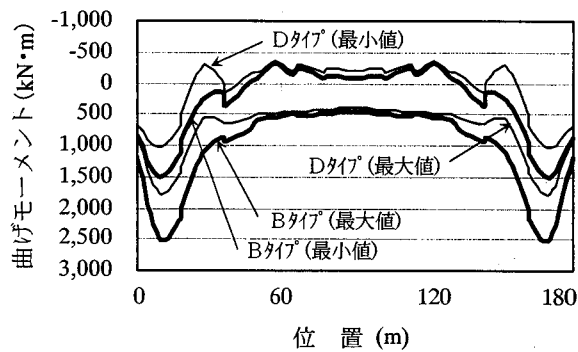
θ_c が75°より大きくなると急激に増加することがわかる。補剛桁の場合、 θ_c が60~65°付近のたわみが小さく、自動車の走行性に対して有利であることがわかる。

また、これらの図から、縦長断面(Bタイプ)と横長断面(Dタイプ)との違いによる活荷重たわみの差異はほとんど生じないことがわかる。すなわち、活荷重たわみは、アーチリブの断面形状(剛性)の違いにあまり影響されず、 R/L に代表されるローゼ桁の全体形状やケーブルの設置角度に大きく依存することがわかる。

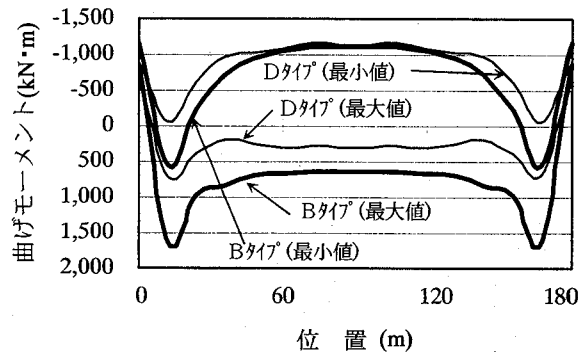
いずれにしても、 θ_c が75°を越える場合を除き、道示の許容値 $\delta_a/L=1/600=1.67 \times 10^{-3}$ を大きく下回り、本構造形式はたわみに対して非常に有利であることがわかる。

(2) 断面力

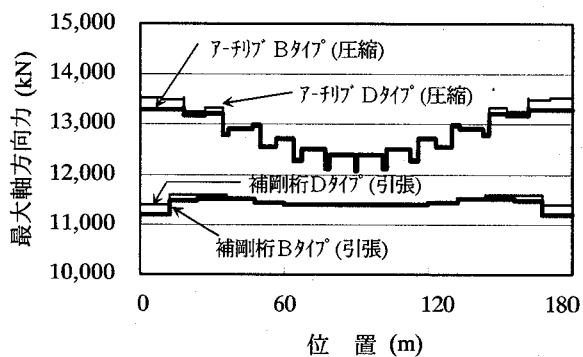
図-3には、基準モデルのアーチリブと補剛桁との最大・最小面内曲げモーメントおよび最大軸方向力図を示す。これらの図より、最大面内曲げモーメントは桁端部付近で大きくなる傾向を示し、断面形状が縦長になれば、その最大値も大きくなっている。最大値と比較するとBタイプではDタイプの1.4倍の値が発生している。一方、



(a) アーチリブの曲げモーメント図



(b) 補剛桁の曲げモーメント図



(c) アーチリブおよび補剛桁の最大軸方向力図

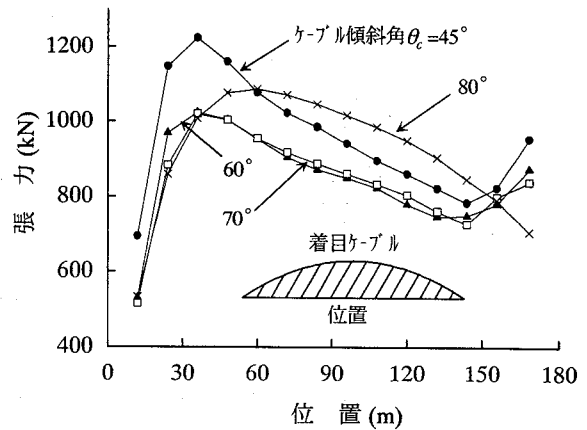
図-3 断面力図 (基準モデル)

軸方向力はアーチリブおよび補剛桁とも、桁端部で横長断面のDタイプが1.6%および1.8%程度大きくなっているが、他の箇所ではほとんど違いが認められない。

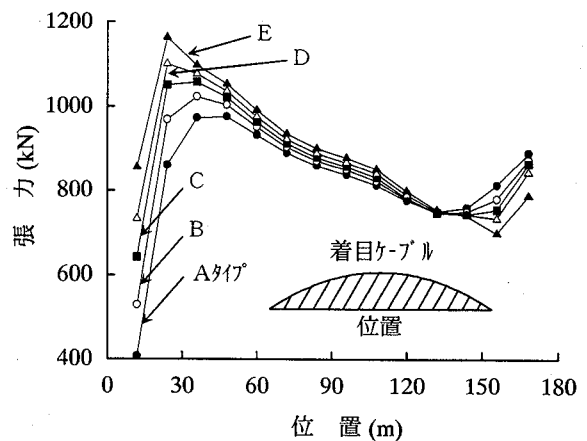
図-4には、死活荷重に対する各ケーブルの最大張力を示す。これらの図より、端部ケーブルを除き傾斜角 θ_c が60~70°付近でケーブル張力は小さくなり、それよりも傾斜角が大きくても小さくても、ケーブル張力は大きくなる。アーチリブおよび補剛桁の形状の違いによるケーブル張力の変化を比較してみると、桁端部付近において、横長断面の方がケーブル張力が大きく、その差異は顕著である。しかし、支間中央において、その違いはほとんどみられなくなっていることがわかる。

(3) 鋼重

図-5には、基準モデル、および基準モデルと同一形状



(a) ケーブルの傾斜角による最大張力分布の変化状況



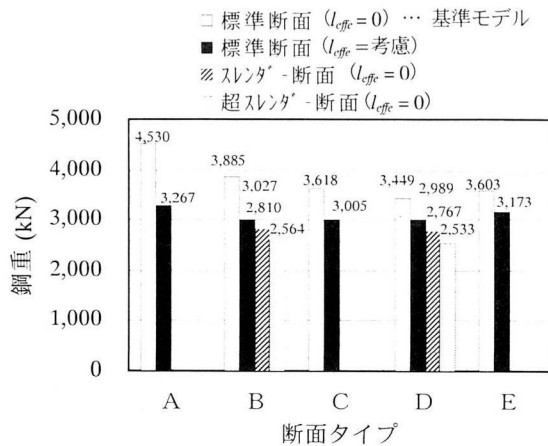
(b) 断面タイプ別の最大張力分布の変化状況 (基準モデル)

図-4 ケーブル最大張力の分布状況

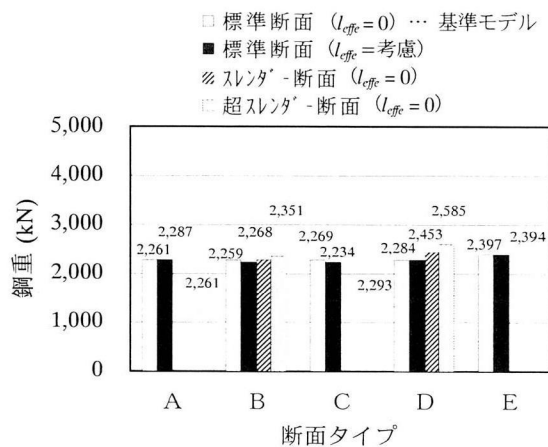
寸法で設計時に有効座屈長を考慮したモデルのアーチリブと補剛桁との鋼重を比較して示している。これらの図より、アーチリブに対し、有効座屈長を考慮しないで設計した基準モデルの鋼重は、有効座屈長を考慮して設計したモデルの鋼重の72~88%となり、かなり減少していることがわかる。その減少率は、縦長の断面AおよびBタイプにおいて顕著である。

次に、断面形状で鋼重を比較すると、いずれのモデルも、横長断面は縦長断面に比べ鋼重は小さくなる傾向にある。これは、断面力の比較でも述べたように、横長断面になれば、縦長断面に比べ桁端部付近で発生する面内曲げモーメントが小さくなり、それに対応した断面が設計されたためであると考えられる。また、基準モデルのアーチリブおよび補剛桁の断面寸法を小さくして、スレンダー断面としたモデルについても、鋼重は減少していることがわかる。これも同様に、断面寸法を小さくしたことによる面内曲げモーメントの減少に起因しているものと考えられる。

一方、補剛桁の鋼重は、断面寸法の小さいケースに対して若干の鋼重増が見られるが、断面形状により大きく変化しないことがわかる。



(a) アーチリブ



(b) 補剛桁

図-5 断面タイプ別の鋼重比較

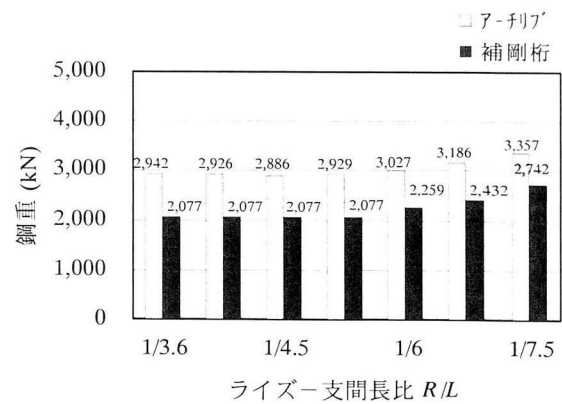
図-6には、基準モデルのライズー支間長比 R/L およびケーブル傾斜角 θ_c をそれぞれ変化させて設計したモデルの、アーチリブおよび補剛桁の鋼重を示す。これらの図より、 $R/L=1/5$ 付近からライズが小さくなるにしたがい、アーチリブおよび補剛桁の鋼重が除々に増加するのがわかる。

一方、ケーブル傾斜角 θ_c の変化に対しては、 60° 前後で鋼重が少なく、 θ_c がそれより大きくても小さくても鋼重は若干増加するようである。しかし、 θ_c による鋼重の変動は小さいことがわかる。

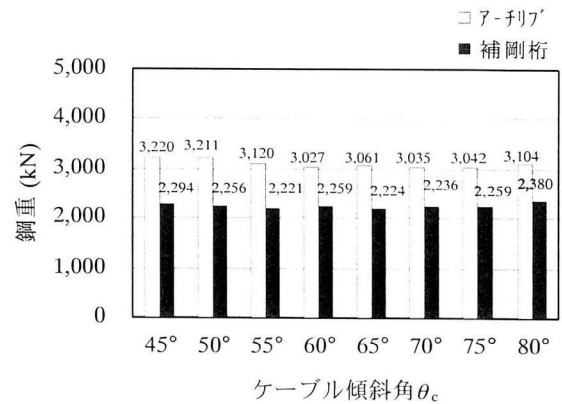
3. 弾塑性有限変位解析による耐荷力特性

3.1 解析モデル

概略試設計モデルを、図-7に示すような3次元骨組構造物にモデル化し、EPASSによる弾塑性有限変位解析を行った。モデル化に際し、アーチリブ、補剛桁、および上横繫材は弾塑性挙動と有限変位挙動がシミュレートできる弾塑性箱形断面要素、床桁は弾性有限変位挙動が考慮できる弾性梁柱要素、ケーブルは弾性の軸方向変位のみが考慮できる弾性ロッド要素としている。



(a) ライズー支間長比と鋼重との関係



(b) ケーブル傾斜角と鋼重との関係

図-6 ライズー支間長比およびケーブル傾斜角と鋼重との関係

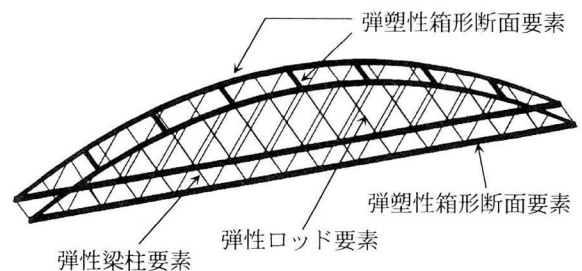
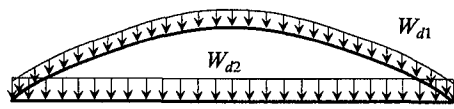


図-7 解析モデル（基準モデル）

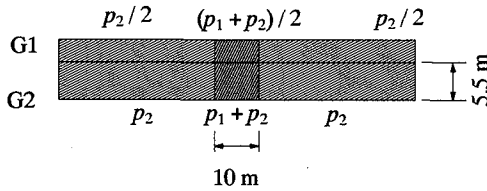
解析モデルは、概略試設計結果をそのまま反映することになり、変化させるパラメータは、概略試設計モデルと同じになるが、その他に、概略試設計では考慮しなかった上横繫材の本数、アーチリブと補剛桁が作る構面の傾斜角 θ_c 、および支間長ー補剛桁間隔比 L/B もパラメータに加えた。すなわち、概略試設計同様、表-2に示すように基準モデルを設定し、同表中の①～⑧の項目を種々変化させた。なお、以下3.2、3.3および3.4 (1)～(8)に示される解析については、初期不整（初期たわみおよび残留応力）は考慮していない。

3.2 載荷荷重

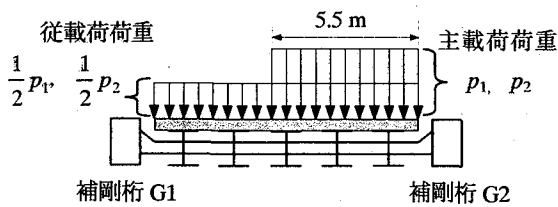
載荷荷重は、死荷重(D)、活荷重(L) (B 活荷重)、およ



(a) 死荷重 (側面図)



(b) 活荷重 (上面図)



(c) 活荷重 (断面図)

図-8 荷重載荷状態

び衝撃(i)を対象とし、以下のように荷重パラメータ α を比例漸増させて載荷し、終局荷重パラメータ α_u を求める。

$$\alpha (D + L + iL) \quad (1)$$

死荷重(D)および活荷重(L)+衝撃(iL)の載荷状態を図-8に示す。 (L) については、同図(b)および(c)に示すように、スパン全長にわたり G2側に主載荷荷重を載荷する偏心全載荷が、耐力に最も不利となる載荷状態であることが報告されている^{3),8)}。また、本研究においても基準モデルおよび基準モデルのアーチリブ構面傾斜角を $\theta_a=80^\circ$ としたいわゆるバスケットハンドル型のモデルについて解析を数例行った結果、表-3に示すように、道示に規定される偏心載荷をスパン方向に半載する偏心半載荷よりも、偏心全載荷の方が α_u が小さく、不利な載荷状態であることが確かめられた。そこで、本解析は、すべて偏心全載荷に対して行うものとする。なお、偏心全載荷の場合、

表-3 活荷重を偏心全載荷および偏心半載荷する場合の終局荷重パラメータ α_u

解析モデル	断面タイプ	上横繫材本数	α_u		①/②
			①偏心全載荷	②偏心半載荷	
平行弦型標準断面	B	3	0.71	0.80	0.89
	D		1.13	1.25	0.90
	B	7	1.96	2.09	0.94
	D		2.11	2.23	0.95
バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$ 標準断面	B	3	1.32	1.45	0.91
	D		1.84	1.98	0.93
	B	7	2.11	2.24	0.94
	D		2.18	2.30	0.95

標準幅員モデルと広幅員モデルとでは、有効幅員に対する主載荷荷重の載荷幅(5.5m)の割合が異なるので、左右の主構 G1および G2が分担する荷重の比率が若干異なるという違いが生ずる。

3.3 解析結果の精度の確認

解析結果の精度を確認するために、標準節点モデルおよび多節点モデルの場合について解析を行い、解の精度の確認を行った。標準節点モデルは、アーチリブにはケーブルおよび上横繫材との交点および断面変化点に節点を設け、補剛桁にはケーブルとの交点(横桁位置)および断面変化点に節点を設けた。多節点モデルは、標準節点モデルの節点と節点との間に1節点を設けたものである。表-4に数例の基準モデルについて、標準節点と多節点の解析結果 α_u の比較を示すが、この表より、両者はほ

表-4 標準節点モデルおよび多節点モデルの終局荷重パラメータ α_u

解析モデル	断面タイプ	上横繫材本数	α_u		①/②
			①標準節点モデル	②多節点モデル	
平行弦型標準断面	B	3	0.71	0.71	1.00
	D		1.13	1.12	1.01
	B	7	1.96	1.96	1.00
	D		2.11	2.07	1.02
バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$ 標準断面	B	3	1.32	1.25	1.06
	D		1.84	1.78	1.03
	B	7	2.11	2.04	1.03
	D		2.18	2.12	1.03

ぼ同じ結果であることがわかる。このことより、さらに細かい要素分割は行わず、すべて標準節点モデルを用いて解析を行うこととした。

3.4 解析結果と考察

(1) アーチリブの断面形状と終局荷重パラメータ

図-9には、基準モデルのアーチリブの断面形状と終局荷重パラメータ α_u との関係を示す。同図には、基準モデルと骨組み形状は同じであるが、アーチリブの有効座屈長を面内座屈に対してはケーブル間隔の2倍、面外座屈に対しては上横繫材間隔として試設計したモデルと、基準モデルの θ_a を 85° および 80° に傾斜させたバスケットハンドル型のモデルの終局荷重パラメータもプロットしている。この図より、いずれのモデルも、断面が縦長から横長になるにつれ、 α_u が大きくなることがわかる。そして、有効座屈長を考慮せずにゼロとして設計しても、平行弦型ではAタイプ以外で、またバスケットハンドル型では、すべての断面タイプで α_u が道示で期待されている $\alpha_{req}=1.7$ を上回っていることがわかる。

(2) ライズー支間長比と終局荷重パラメータ

図-10には、基準モデルのライズ R を変化させ、ライズー支間長比を $R/L=1/4.5\sim 1/7.5$ とした場合の α_u を示す。

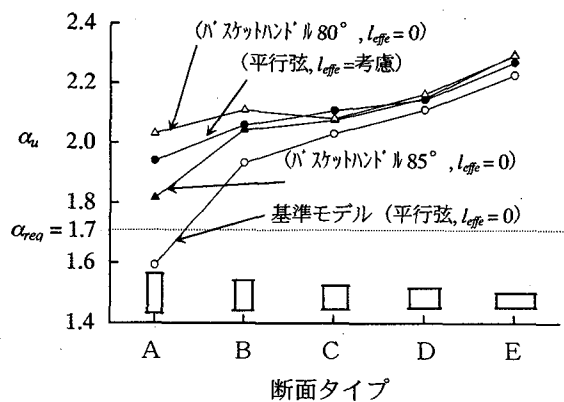


図-9 各モデルの終局荷重パラメータ α_u

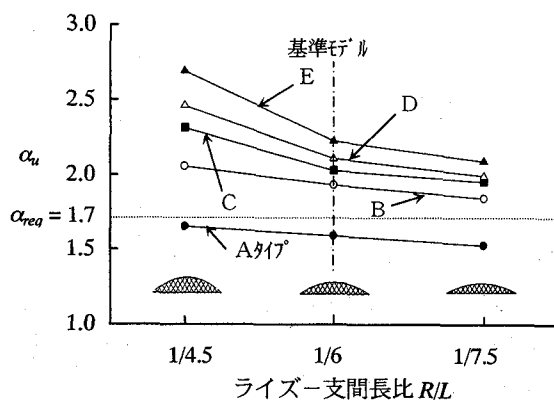


図-10 ライズ-支間長比と終局荷重パラメータ α_u との関係

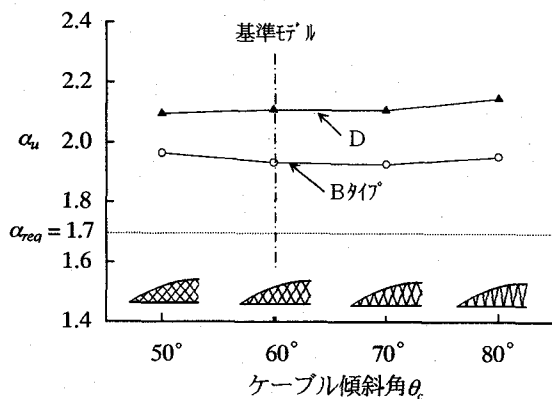


図-11 ケーブル傾斜角と終局荷重パラメータ α_u との関係

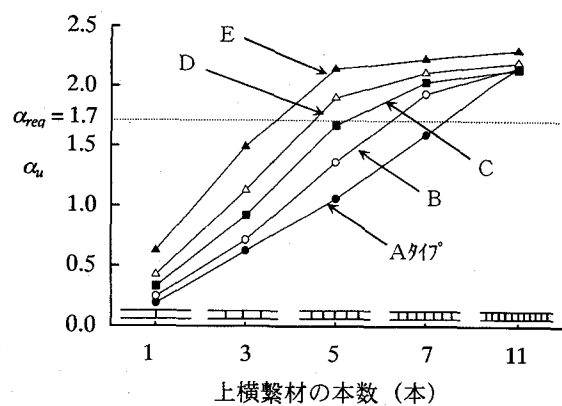
この図より、いずれの断面タイプに対しても、 $R/L=1/4.5$ の場合の α_u が大きく、アーチ形状が扁平になれば全体の耐荷力が低下する傾向にあることがわかる。

(3) ケーブル傾斜角と終局荷重パラメータ

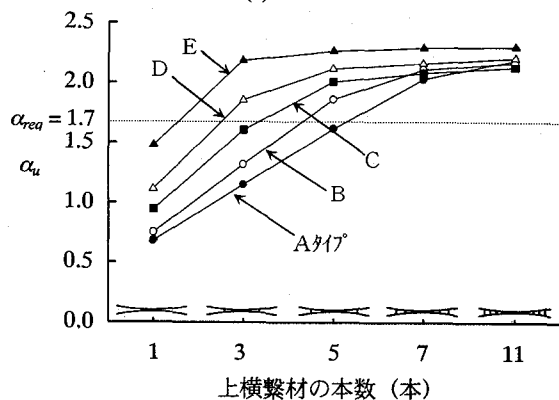
図-11には、基準モデルのケーブル傾斜角 θ を変化させた場合の α_u の変化を示す。この図より、 θ を変化させても、 α_u にはほとんど影響しないことがわかる。

(4) 上横繫材の本数と終局荷重パラメータ

図-12には、基準モデルおよび基準モデルのアーチリ



(a) 平行弦型



(b) バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$

図-12 上横繫材の本数と終局荷重パラメータ α_u との関係 (標準断面)

ブを $\theta_a=80^\circ$ に傾斜させたバスケットハンドル型モデルについて、上横繫材の本数を変化させた場合の α_u の変化状況を示している。この図より、いずれも、上横繫材の本数を増やせば α_u は増加している。また、バスケットハンドル型にすれば、上横繫材が少ない本数でも大きな耐荷力が確保されることがわかる。

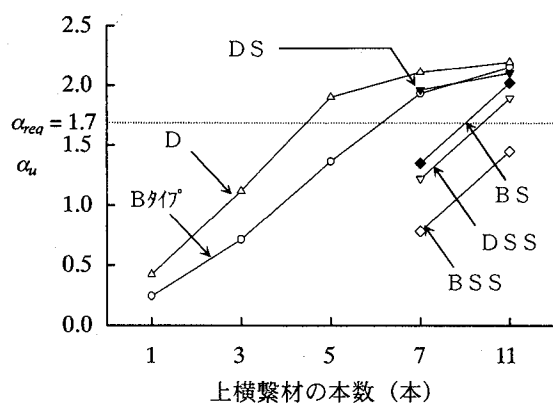
また、図-13には、基準モデルの断面を小さくしたスレンダー、および超スレンダー断面の α_u を示す。この図より、上横繫材の設置本数を増し、バスケットハンドル型にすれば、断面の小さいスレンダー断面でも所要の耐荷力が確保されることがわかる。

(5) 補剛桁間隔と終局荷重パラメータ

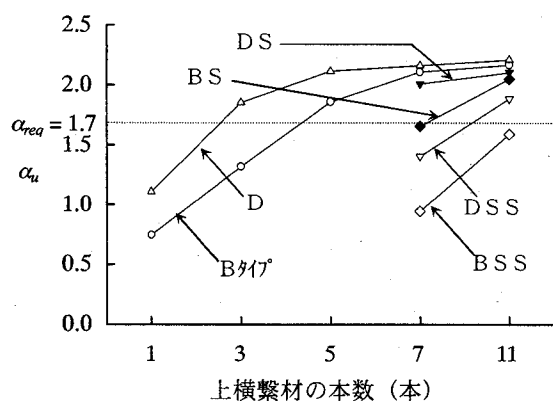
図-14には、支間長-補剛桁間隔比 L/B と α_u との関係を示す。図中のモデルは、基準モデルの補剛桁間隔 $B=13.7\text{m}$ ($L/B=13.1$) を、 3m ($L/B=60$)、 6m ($L/B=30$)、および 9m ($L/B=20$) にしたものである。この図より、 α_u は、断面形状および上横繫材の本数に左右され、補剛桁間隔を狭くしても、ほとんど耐荷力には影響しないことがわかる。

(6) 変形図

表-5には、基準モデル、基準モデルをバスケットハンドル型としたモデル(いずれもDタイプ)、および広幅員



(a) 平行弦型



(b) バスケットハンドル型 $\theta = 80^\circ$

図-13 上横繫材の本数と終局荷重パラメータ α_u との関係 (スリット断面)

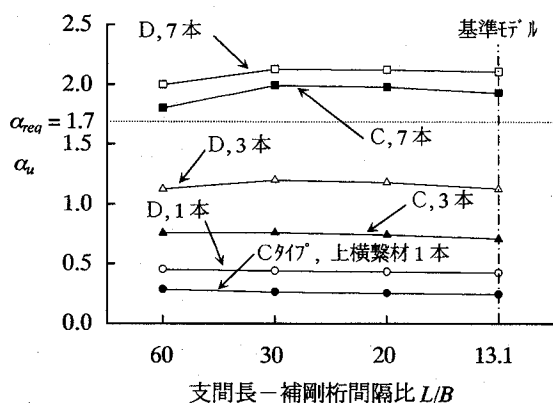


図-14 支間長-補剛桁間隔比と終局荷重パラメータ α_u との関係

のバスケットハンドル型モデル(DLタイプ)それぞれの
上横繫材の本数が1, 3, および7本の場合における終局荷
重状態以後の変形図を示す。この図より、基準モデルの
場合、上横繫材が1本および3本のモデルにおいて、アー
チリブが半波形の面外座屈が生じている。7本の場合のアー
チリブの面外変形は、左端部の上横繫材位置で面外変
位が大きくなる形状を呈している。基準モデルのバスケ
ットハンドル型の場合、上横繫材が1本では上繫材位置を
節とする1波形、3本では、1.5波形の変形モードが生じて

いる。7本の場合、基準モデル同様、左端部の上横繫位置
で面外変位が大きくなる変形モードとなっている。一方、
大断面の広幅員モデルの場合、上横繫材が1本では、半波
形の面外変形が生じているが、3本および7本モデルでは
ほとんど変形が生じていないことがわかる。

次に、図-15には、表-5に対応したモデルのアーチリ
ブの荷重パラメータと面外変位との関係、および、それ
ぞれのモデルにおける終局状態以降の変形図を示してい
る。これらの図より、いずれのモデルも、上横繫材の少
ない1本および3本のモデル(広幅員モデルは1本モデル)は
モデル全体の横方向面外剛性が小さく、荷重パラメータ
の低い段階から非線形性の大きい横変形が生じ座屈崩壊
している。また、横繫材が7本のモデルでは、終局状態付
近まで横変形は小さく、弾塑性領域の広がりによる軸方
向および面外曲げ剛性の低下により終局状態に至ったこ
とがうかがわれる。

(7) 上横繫材の曲げ剛性の影響の確認

通常、上横繫材の断面寸法は、風荷重や地震荷重等の横荷
重により決定される。しかし、本解析で横荷重は対象として
いない。そのため、上横繫材の断面は、文献10)により、上
横繫材の水平軸まわりの必要最小曲げ剛性に関する式(2)
を満たす表-1に示す断面を用いている。

$$\eta = 6 \frac{EI_y^T l}{EI_z B} \geq 0.8 \quad (2)$$

ここに、 η :上横繫材の曲げ剛比パラメータ、 EI_z :アーチ
リブの面外曲げ剛度、 EI_y^T :上横繫材の水平軸まわりの曲
げ剛度、 l :上横繫材の水平設置間隔とする。

これらの上横繫材剛性の全体耐荷力に対する影響を確認
するため、上横繫材を剛としたモデルの終局荷重パラ
メータも同時に計算し、その比較を行った。解析結果の
一例を表-6に示す。この表より、上横繫材を弾塑性箱型
断面要素としたモデルは、剛としたモデルより、 α_u は若
干低下しているが、その割合は少なく、本モデルで設定
した上横繫材の曲げ剛性の全体耐荷力の低下に与える影
響度は小さいといえる。

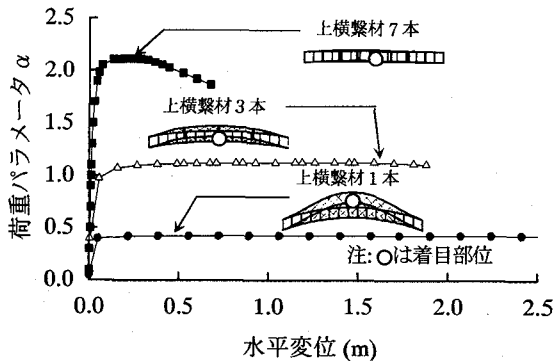
(8) アーチリブの細長比と終局荷重パラメータ

以上の解析結果より、アーチリブの断面形状および断
面の大きさならびに、上横繫材の本数(上横繫材の水平
設置間隔: l)が、耐荷力に大きく影響することがわかつ
た。また、ほとんどのケースで、終局状態において面外
方向(橋軸直角方向)に大きく変形する崩壊モードを呈
することもわかった。

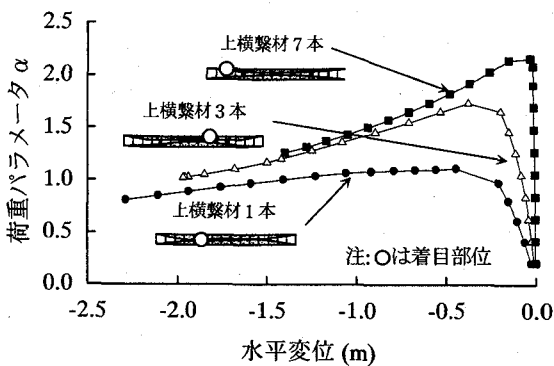
そこで、耐荷力との関連が大きいと考えられる有効細
長比 l/r_z (r_z :アーチリブの鉛直軸回りの断面2次半径で、
アーチリブ全長にわたる平均値)と α_u との関係をプロッ
トし、図-16に示す。この図より、平行弦型については、
 l/r_z と α_u との関係は、ほぼ一つの曲線上にのっていること

表-5 各モデルの終局荷重後の変形状態

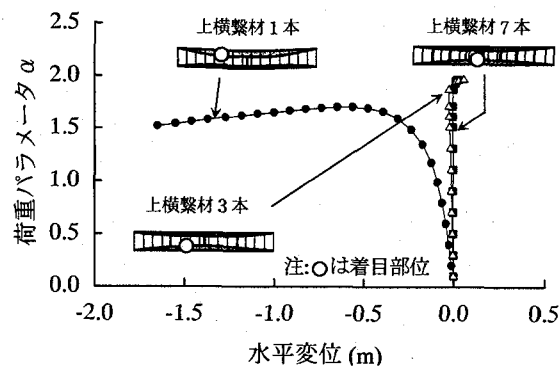
上横繫材本数	基準モデル;標準幅員平行弦型(Dタイプ)	標準幅員ハ' スカットハンド' ル型 $\theta_a=80^\circ$ (Dタイプ)	広幅員ハ' スカットハンド' ル型 $\theta_a=80^\circ$ (DLタイプ)
1本	 $\alpha_u=0.43, l/r_z=169$	 $\alpha_u=1.11, l/r_z=169$	 $\alpha_u=1.71, l/r_z=112$
3本	 $\alpha_u=1.13, l/r_z=85$	 $\alpha_u=1.85, l/r_z=85$	 $\alpha_u=1.97$ (補剛桁で崩壊), $l/r_z=56$
7本	 $\alpha_u=2.11, l/r_z=42$	 $\alpha_u=2.16, l/r_z=42$	 $\alpha_u=1.97$ (補剛桁で崩壊), $l/r_z=14$



(a) 基準モデル;標準幅員平行弦型Dタイプ



(b) 標準幅員バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$ Dタイプ



(c) 広幅員バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$ DLタイプ

図-15 荷重パラメータとアーチリブ代表断面の水平変位との関係

がわかる。特に、大断面($h \times b=3.38\text{m}^2$)を用いている広幅

表-6 上横繫材要素の剛性の違いによる終局荷重パラメータ α_u の比較

解析モデル	断面タイプ	上横繫材本数	α_u		①/②
			①弾塑性箱型断面要素	②剛要素	
平行弦標準断面	B	1	0.25	0.25	1.00
	C		0.33	0.39	0.85
	D		0.43	0.43	1.00
	B	3	0.71	0.79	0.90
	C		0.92	1.07	0.86
	D		1.13	1.37	0.83
	B	7	1.96	2.08	0.94
	C		2.04	2.09	0.98
	D		2.11	2.16	0.98
ハ' スカットハンドル $\theta_a=80^\circ$ 標準断面	B	1	0.75	0.81	0.93
	C		0.94	0.94	1.00
	D		1.11	1.11	1.00
	B	3	1.32	1.33	0.99
	C		1.60	1.62	0.99
	D		1.84	1.86	0.99
	B	7	2.11	2.14	0.99
	C		2.11	2.13	0.99
	D		2.18	2.16	1.01

員のモデルは、基準モデル($h \times b=1.5\text{m}^2$)よりも大きな α_u を有しており、スレンダー断面($h \times b=0.96\text{m}^2$)の場合は、基準モデルより若干 α_u が小さい。

また、バスケットハンドル型($\theta_a=80^\circ$)についても、平行弦型と同様なことがいえるが、相対的にスレンダー断面の α_u は低下している。しかし、全般的にみると平行弦型に比べて α_u はかなり上昇していることがわかる。なお、広幅員のモデルで大断面上横繫材3本のケースの場合 $\alpha_u=1.9 \sim 2.0$ 前後にとどまっている。これは、終局状態付近で補剛桁の広範囲において塑性域が広がり、補剛桁の崩壊で耐荷力が決定され、アーチリブには余裕があったが、それ以上の耐荷力の伸びを示さなかったためである。

(9) 初期不整を考慮した場合のアーチリブの細長比と終局荷重パラメータ

初期不整(初期たわみおよび残留応力)を考慮した基

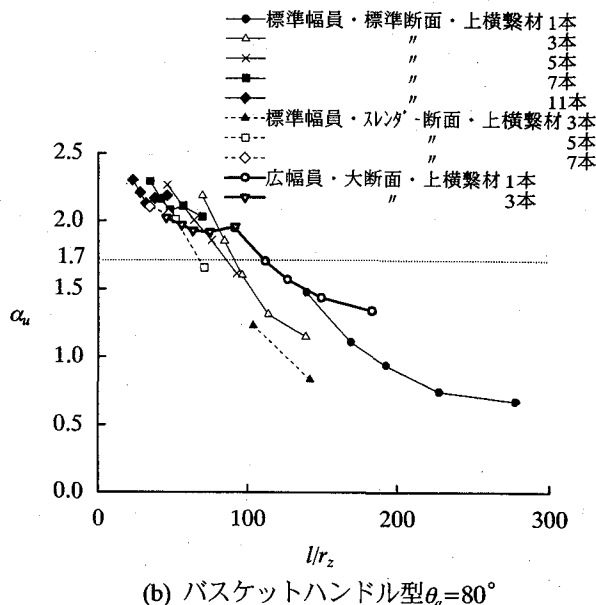
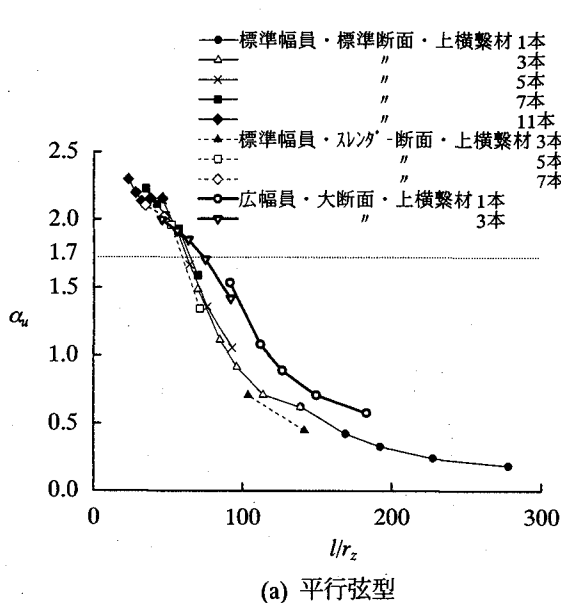


図-16 アーチリブの有効細長比 l/r_z と終局荷重パラメータ α_u との関係 (初期不整考慮せず)

準モデルおよび基準モデルをバスケットハンドル型 ($\theta_a = 80^\circ$) としたモデル (いずれも標準断面) について同様に解析を行った。

平行弦型に対しては表-5に示される変形状態を参考に、式 (3) で表される図-17(a)に示す半波形の面外初期たわみ形状を、また、バスケットハンドル型に対しては、文献3)のバスケットハンドル型ニールセンローゼ橋の弾性座屈解析により、式 (4) で表される図-17(b)に示す1.5波形 (1次座屈モード) の面外初期たわみ形状を導入した。また、残留応力は文献11)にしたがい、図-18示す残留応力分布を用いた。

$$V_0 = \delta_0 \sin(\pi/L_s) \quad (3)$$

$$V_0 = \delta_0 \sin(3\pi/L_s) \quad (4)$$

ここに、 L_s : アーチリブの長さ、 s : アーチリブ軸線に沿った座標、 $\delta_0 = R/1000$: 最大初期たわみ量とする。

表-7に代表モデルの α_u の解析結果をまとめる。この表より、初期たわみおよび残留応力の影響により、 α_u はそれぞれ0~9%および0~15%低下しており、全般的に初期たわみより残留応力による α_u の低下の割合が大きい。また、上横繫材が多くなるほど (l/r_z が小さくなるほど) 残留応力による α_u の低下の割合が大きくなっており、バスケットハンドル型でより顕著に現れている。これは、 l/r_z が小さい場合、鋼材の降伏による崩壊が支配的であり、残留応力の影響を大きく受けるものと考えられる。

次に、図-19に基準モデルおよび基準モデルをバスケットハンドル型 ($\theta_a = 80^\circ$) としたモデル (いずれも標準断面) の l/r_z と α_u との関係をプロットする。図中で、白抜き点および黒塗り点は、それぞれ初期不整 (初期たわみおよび残留応力) を考慮しないモデルおよび初期不整を考慮したモデルを示している。この図からも、 l/r_z が小

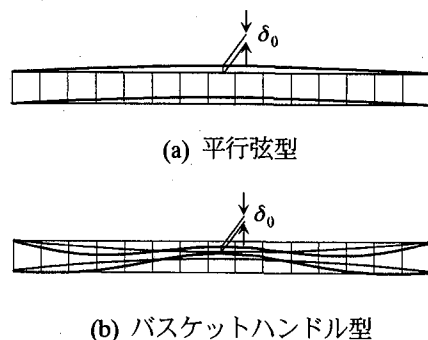


図-17 アーチリブの面外初期たわみ形状

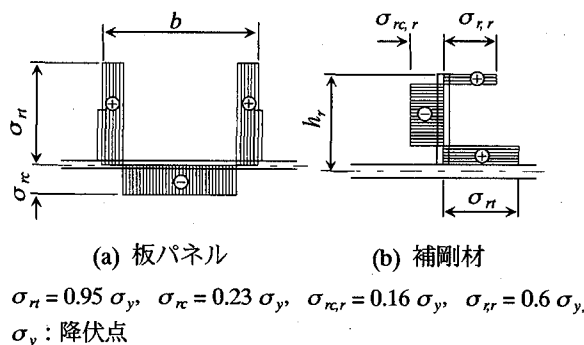


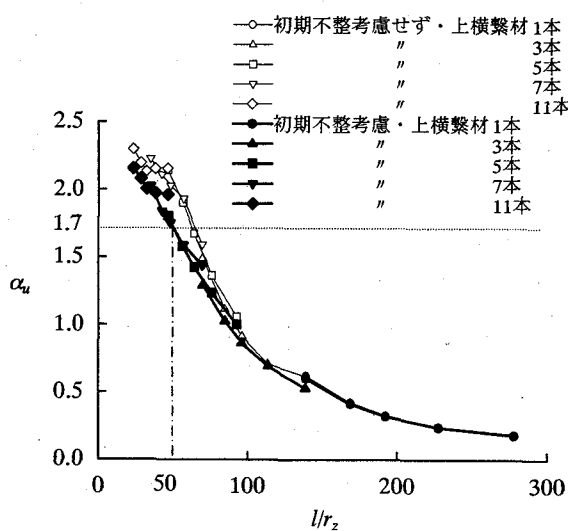
図-18 補剛板の残留応力分布 (SM490Y)

さくなるほど初期不整による α_u の低下が大きく、バスケットハンドル型で顕著であることがわかる。

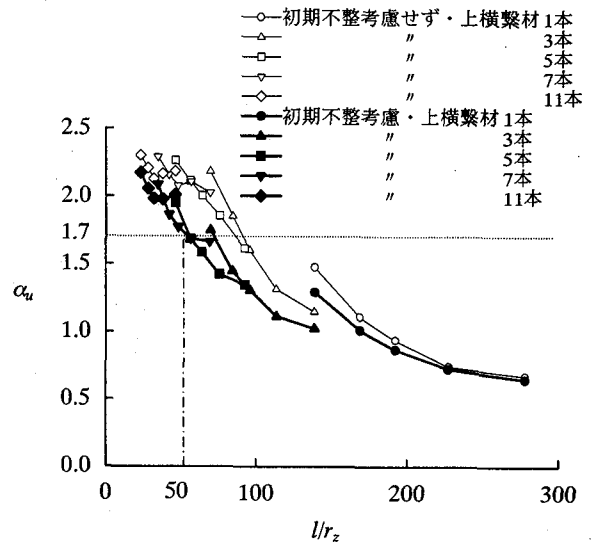
最後に、これらのグラフから、 $\alpha_{req} = 1.7$ を確保出来る l/r_z は、いずれも $l/r_z = 50$ 程度であることがわかる。すなわち、標準断面の場合、有効座屈長を考慮せず、ゼロとしてアーチリブを設計しても、平行弦型およびバスケットハンドル型 ($\theta_a = 80^\circ$) いずれも、 $l/r_z = 50$ 以下になるようなアーチリブ断面および上横繫材配置を決定すれば、 $\alpha_{req} = 1.7$

表-7 初期不整を考慮した場合の終局荷重パラメータの比較 α_u

解析モデル	断面タイプ	上横繫材本数	α_u				②/①	③/①	④/①
			①初期不整考慮せず	②初期たわみのみ考慮	③残留応力のみ考慮	④初期たわみ+残留応力考慮			
平行弦型標準断面	B	1	0.25	0.25	0.25	0.24	1.00	1.00	0.96
	C		0.33	0.33	0.32	0.32	1.00	0.97	0.97
	D		0.43	0.42	0.42	0.41	0.98	0.98	0.95
	B	3	0.71	0.71	0.66	0.70	1.00	0.93	0.99
	C		0.92	0.91	0.88	0.86	0.99	0.96	0.93
	D		1.13	1.10	1.07	1.03	0.97	0.95	0.91
	B	7	1.93	1.90	1.64	1.59	0.98	0.85	0.82
	C		2.03	2.01	1.80	1.75	0.99	0.89	0.86
	D		2.11	2.10	1.88	1.84	1.00	0.89	0.87
バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$ 標準断面	B	1	0.75	0.75	0.73	0.73	1.00	0.97	0.97
	C		0.94	0.90	0.88	0.87	0.96	0.94	0.93
	D		1.11	1.07	1.03	1.01	0.96	0.93	0.91
	B	3	1.32	1.24	1.20	1.12	0.94	0.91	0.85
	C		1.60	1.48	1.43	1.31	0.93	0.89	0.82
	D		1.84	1.68	1.58	1.45	0.91	0.86	0.79
	B	7	2.11	1.99	1.82	1.69	0.94	0.86	0.80
	C		2.08	2.04	1.85	1.78	0.98	0.89	0.86
	D		2.16	2.13	1.91	1.87	0.99	0.88	0.87



(a) 平行弦型



(b) バスケットハンドル型 $\theta_a=80^\circ$

図-19 アーチリブの有効細長比 l/r_z と終局荷重パラメータ α_u との関係 (標準断面)

以上の耐荷力が確保できることがわかる。

4. まとめ

概略試設計より、以下のことがわかった。

- 活荷重たわみは、ライズー支間長比 R/L が大きい方が小さくなり有利である。また、ケーブル傾斜角に対しては、 $\theta_c=60\sim65^\circ$ 付近において補剛桁の活荷重たわみが最小となった。さらに、活荷重たわみは、アーチリブや補剛桁の断面形状ではなく、 R/L といったローゼ桁の全体形状やケーブル傾斜角 θ_c に大きく依存する。
- アーチリブおよび補剛桁の最大面内曲げモーメントは、桁端部付近で大きくなり、断面形状が縦長に

(面内の剛度が大きく) なれば、その最大値も大きくなる。一方、軸方向力は、断面形状の違いによる差異は小さい。

- ケーブル張力は、ケーブル傾斜角 θ_c が、 $60\sim70^\circ$ 付近で最小となる。また、アーチリブおよび補剛桁の断面形状が横長より縦長のほうがケーブル張力は小さくなる。
- 有効座屈長を考慮してアーチリブを設計した場合の鋼重は、考慮しないで設計した場合に比べ大きくなり、縦長断面になるほどその差は大きくなる。
- アーチリブの断面形状を、横長にして設計すればアーチリブの鋼重は小さくなる傾向にある。また、スレンダー断面にして設計すれば、アーチリブの鋼重

はさらに減少する。

- vi) R/L が1/5付近から小さくなるにしたがい、アーチリブおよび補剛桁の鋼重が除々に増加する。
- vii) ケーブル傾斜角 θ_c が、 60° 前後で鋼重が最も小さく、 θ_c がそれより大きくても小さくても鋼重は若干増加するが、鋼重の変動は小さい。

次に、弾塑性有限変位解析から、以下のことがわかった。

- viii) アーチリブ断面を縦長から横長にするにつれ耐荷力が大きくなった。そして、基準モデルの解析結果から、有効座屈長を考慮せずにゼロとして設計しても、平行弦型およびバスケットハンドル型のいずれのモデルにおいても、終局荷重パラメータ α_u が道示で期待されている必要な荷重パラメータ $\alpha_{req}=1.7$ を上回るケースがある。
- ix) 基準モデルのライズを変化させ、ライズー支間比を $R/L=1/4.5\sim 1/7.5$ とした場合の耐荷力は、 $R/L=1/4.5$ のときが最大で、アーチ形状が扁平になるにしたがい耐荷力が低下する。
- x) ケーブル傾斜角 θ_c を変化させても、耐荷力にはあまり影響しない。
- xi) バスケットハンドル型にして、アーチリブ構面の傾斜角 θ_a を小さくするにつれて($90^\circ \rightarrow 80^\circ$)、耐荷力は大きくなる傾向にある。
- xii) 上横繫材の本数を増やせば耐荷力は増加する。またバスケットハンドル型の場合、平行弦型の場合より上横繫材が少ない本数でも大きな耐荷力が確保される。さらに、上横繫材の設置本数を増し、バスケットハンドル型にすれば、断面の小さいスレンダー断面でも所要の耐荷力が確保される。
- xiii) 基準モデルの支間長ー補剛桁間隔比 $L/B=13.1$ を、 $L/B=60$ まで大きくしても、ほとんど耐荷力は変化しない。耐荷力は、アーチリブの断面形状と断面の大きさ、および上横繫材の本数（上横繫材の水平設置間隔）と関係があり、有効細長比 l/r_z と相関関係がある。
- xiv) 平行弦型およびバスケットハンドル型（ $\theta_a=80^\circ$ ）の場合、 l/r_z が50以下になるようにアーチリブ断面および、上横桁配置を決めれば、有効座屈長をゼロとして設計しても道示で期待されている必要な荷重パラメータ $\alpha_{req}=1.7$ 以上の終局荷重パラメータ α_u が確保できる。

本解析において、局部座屈は考慮されていない。また、風荷重や地震荷重などの横荷重は対象外とされている。これらについては今後の検討課題とする。

また、本研究を行うにあたり、名古屋市役所の加藤裕之氏（研究当時、大阪市立大学4年生）の協力を得た。ここに感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅰ共通編，Ⅱ鋼橋編，丸善，平成14年3月（本文中では道示としている）
- 2) 神戸市港湾局・大阪大学：弾塑性有限変位解析による難大橋の極限強度に関する研究業務報告書，昭和57年3月
- 3) 阪神高速道路公団・(財)災害科学研究所：ニールセン橋梁の座屈耐荷力に関する研究業務，昭和62年3月
- 4) 北田俊行・中井 博・吉川 紀・阪野雅則：ニールセンローゼ橋アーチリブの座屈に対する合理的設計法について，構造工学論文集，Vol.34A，土木学会，pp.315～326，1988年3月
- 5) 北田俊行・中井 博・杉山 功・阪野雅則：バスケットハンドル型ニールセンローゼ橋アーチリブの耐荷力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.35A，土木学会，pp.155～164，1988年3月
- 6) 阪神高速道路公団・(財)災害科学研究所：新浜寺大橋のモデルを用いたパラメトリック解析結果，平成5年3月
- 7) 阪神高速道路公団・(財)災害科学研究所：中島川橋梁のモデルを用いたパラメトリック解析結果，平成5年3月
- 8) 國広昌史・尾立圭己・北田俊行・中井 博：ニールセンローゼ橋アーチリブの終局強度特性とその座屈設計法，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，Vol.19，日本鋼構造協会，pp.369～374，1995年7月
- 9) 北田俊行・大南亮一・丹生光則・田中克弘：ケーブルを用いた鋼橋耐荷力解析用の汎用プログラム開発，構造工学における数値解析法シンポジウム論文集，Vol.13，日本鋼構造協会，pp.89～94，1989年7月
- 10) 中井 博・北田俊行：鋼橋設計の基礎，共立出版1992年5月
- 11) 小松定夫・牛尾正之・北田俊行：補剛板の残留応力および初期たわみに関する実験的研究，土木学会論文集，第265号，pp.25～35，1977年9月

(2002年9月13日受付)