

鋼斜張橋の部材安全率と橋梁全体の終局強度との関係

Relationships between safety factors of structural members and overall load carrying capacity of steel cable-stayed bridges

野口 二郎*・北田 俊行**・引口 学***

Jiro NOGUCHI, Toshiyuki KITADA, Manabu HIKIGUCHI

* : 工修 (株) 総合技術コンサルタント 大阪支社 構造研究室 (〒553-0033 大阪市東淀川区東中島 3-5-9)

** : 工博 大阪市立大学教授 工学部土木工学科 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

*** : 大阪市立大学大学院 工学研究科 土木工学専攻 前期博士課程 院生 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

Dealt with in this paper are relationships between the safety factors of cables, pylons and main girders, and the overall load carrying capacity of steel cable-stayed bridges. A parametric study through elasto-plastic and finite displacement analysis is carried out using three types of cable-stayed bridge models designed according to the Japanese Specifications for Highway Bridges and neglecting the buckling phenomenon of the structural members. The main conclusions are as follows : ①The stress-strain relationship of cables should be idealized as not a bi-linear model but tri-linear model. ②The current safety factor of cables (2.5) can be reduced to about 2.0 from a buckling point of view. ③Variation of the safety factors of pylons and main girders does not affect substantially to the load carrying capacity of overall cable-stayed bridges. Finally, future research needs are also discussed.

Key Word : steel cable-stayed bridge, the stress-strain relationship of cable, safety factors of structural members, load carrying capacity

キーワード : 鋼斜張橋, ケーブルの応力-ひずみ曲線, 部材の安全率, 耐荷力

1. まえがき

本論文では、斜張橋を経済的かつ合理的に設計する上で各部材の安全率と橋梁全体の終局強度との関係を明らかにしておくことが重要であると考え、主桁、塔、およびケーブルの各部材の安全率が斜張橋全体の弾塑性挙動および終局強度（以下、全体終局強度という）に及ぼす影響について検討している。斜張橋の耐荷力は、弾塑性有限変位解析を用いた荷重増分法により計算している。その計算ツールとして、本研究では、鋼構造物の弾塑性有限変位解析を行うための専用プログラム EPASS¹⁾ (Elasto-Plastic Analysis of steel structures) を用いた。

そして、ケーブル部材については、応力とひずみとの関係（以下、 σ - ε 曲線という）のモデル化の差異が全体終局強度に及ぼす影響について検討している。従来、ケーブルの σ - ε 曲線は線形（弾性ケーブル）あるいはバイリニア型にモデル化されていた²⁾⁻⁹⁾。これに対し、本文ではバイリニア型のほか、ケーブルの σ - ε 曲線をできるだけ忠実に再現したトリリニア型にモデル化した場合についても解析した¹⁰⁾。そして、ケーブルの σ - ε 曲線のモデル化による橋梁全体の弾塑性挙動および終局強度に及ぼす影響を明らかにしている。

つぎに、ケーブルの安全率と全体終局強度との関係に

ついて調査している。ケーブルの安全率 ν_c^* については、現行の道路橋示方書¹¹⁾において、平行線ケーブルの場合、破断荷重に対し $\nu_c^* = 2.5$ と規定されている。この値は降伏点 $\sigma_Y = \sigma_{0.2}$ (0.2% 永久伸び耐力) に対しては $\nu_c^* \approx 2.0$ に相当する。本文では、 $\nu_c^* = 2.5, 2.1$, および 1.7 を想定し、ケーブル断面積 (A_0 : 基準断面積) を $A_0, 0.84 \cdot A_0$, および $0.68 \cdot A_0$ としたときの全体終局強度を計算している。

さらに、主桁および塔の安全率をパラメータとした全体終局強度の計算も行っている。そして、各部材の安全率と全体終局強度との関係について検討を加え、最適な部材の安全率について考察している。

最後に、今後の検討課題についても考察している。

2. 耐荷力解析のモデルと対象荷重

(1) 解析モデル

本研究で対象とした斜張橋モデルは、図-1 に示す 2 径間 1 段ケーブル、2 径間 3 段ケーブル、および 3 径間マルチ (19 段) ケーブルの 3 形式の斜張橋である。解析に用いた主桁、塔、およびケーブルの構造諸元を表-1 およ

び図-2 に示す。

なお、本解析においては、主桁および塔部材の座屈現象が現れ易くなるように、それらの断面を、部材としての安定照査を行わず、応力度照査のみで決定した。ただし、このようにして設計した部材からなる対象斜張橋モデルの耐荷力特性については、これらの部材、および橋梁全体の座屈も弾塑性も考慮できる弾塑性有限変位解析によって検討した。その後、主桁および塔部材が橋梁全体の耐荷力に及ぼす効果を調べるため、これらの部材の板厚を増厚させた場合についても弾塑性有限変位解析を行っている。

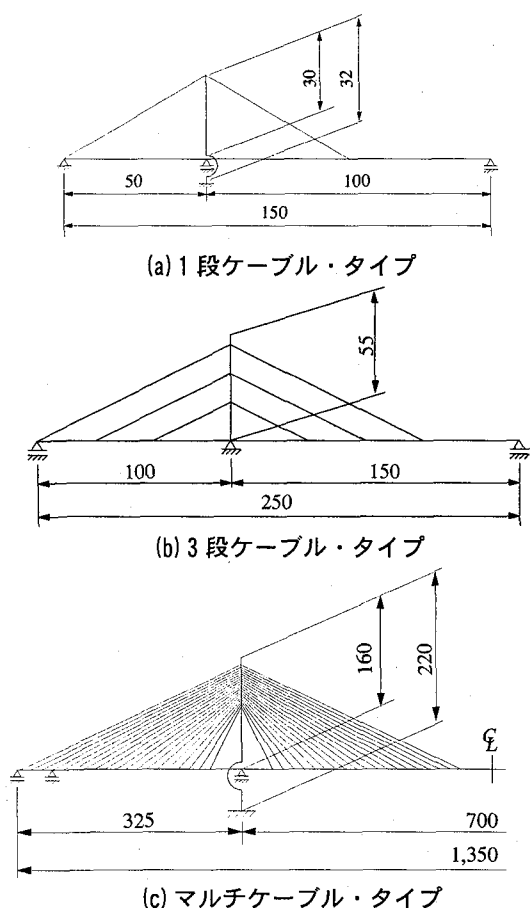
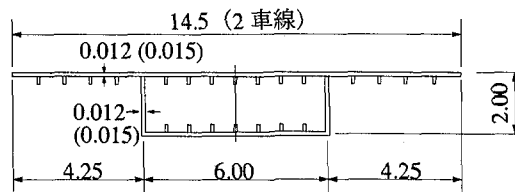


図-1 検討対象とした斜張橋のタイプ (単位: m)

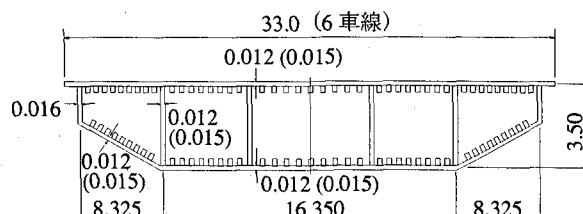
表-1 主塔、塔およびケーブルの構造諸元

タイプ	部材	A (m ²)	I (m ⁴)	材質
1段ケーブル・タイプ (1面, 1塔柱)	主桁	0.401	0.299	SM400, SM520
	塔	0.186	0.241	SM400
	ケーブル	0.0172	-	PWS, ϕ 7mm
3段ケーブル・タイプ (1面, 1塔柱)	主桁	0.401	0.299	SM520
	塔	0.201~0.350	0.260~0.439	SM520
	ケーブル	0.153~0.195	-	PWS, ϕ 7mm
マルチケーブル・タイプ (2面, 2塔柱)	主桁	1.26	2.59	SM520
	塔	2×0.906~2×1.28	2×5.32~2×10.8	SM520
	ケーブル	2×0.0058~2×0.0162	-	PWS, ϕ 7mm

①A: 断面積, I: 断面2次モーメント
これらの値は主桁および塔部材の安全率を $\gamma=1.7$ 、ケーブルの安全率を $\gamma_c=2.5$ としたときの値である。
②弾性係数 主桁, 塔: $E_s=206$ kN/mm²
ケーブル: $E_c=196$ kN/mm²



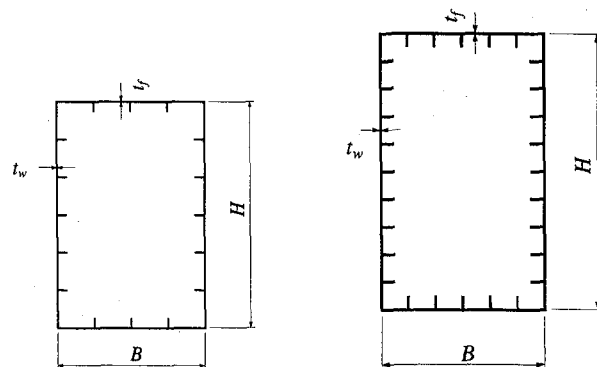
(a) 1 段および 3 段ケーブル・タイプの主桁断面



(b) マルチケーブル・タイプの主桁断面

(c) 塔柱断面寸法

タイプ		B	H	t_f	t_w
1段ケーブル・タイプ		2.0	3.0	0.015 (0.018)	0.015 (0.018)
3段ケーブル ・タイプ	上層	2.0	3.0	0.016 (0.019)	0.016 (0.019)
	中層	2.0	3.0	0.020 (0.024)	0.020 (0.024)
	下層	2.0	3.0	0.025 (0.030)	0.025 (0.030)
マルチケーブル ・タイプ	上層	4.2	6.38	0.028 (0.038)	0.028
	中層	4.2	7.09	0.028 (0.039)	0.028
	下層	4.2	7.76	0.038 (0.055)	0.038



(d) 1 段および 3 段ケーブル・タイプの塔柱断面 (e) マルチケーブル・タイプの塔柱断面

注: () 内の値は部材の安全率を 2.0 とした時の板厚

図-2 主桁および塔柱の断面図 (単位: m)

(2) 対象荷重の種類と載荷方法

対象荷重は死荷重 (D), プレストレス (P.S), および活荷重 (L) とした。荷重の載荷方法は D, P.S, および L を図-3 に示すように載荷させた状態で、次式で示すように、すべての荷重を比例的に漸増載荷させ、終局限界状態に至るまでの挙動を追跡している。

$$\alpha (D + P.S + L) \dots \dots \dots (1)$$

ここに、

α : 荷重パラメータ (設計荷重倍率)

活荷重の載荷範囲はすべて主径間（長支間）部のみとした。式(1)で $\alpha=1.0$ としたときの曲げモーメント分布を図-4に示す。また、弾塑性有限変位解析におけるプレストレス力(T_{PS})の取扱いについては、死荷重に比例させプレストレス力も増分させる文献6)で提案した方法を用いている。

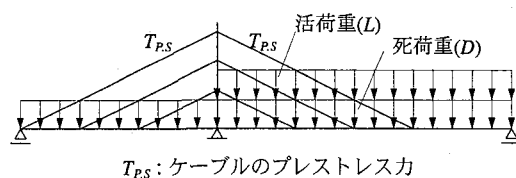
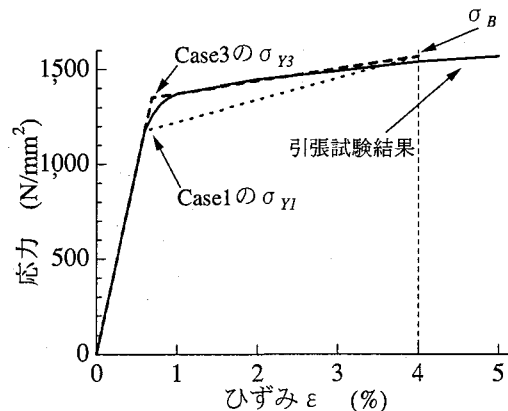


図-3 荷重の載荷方法

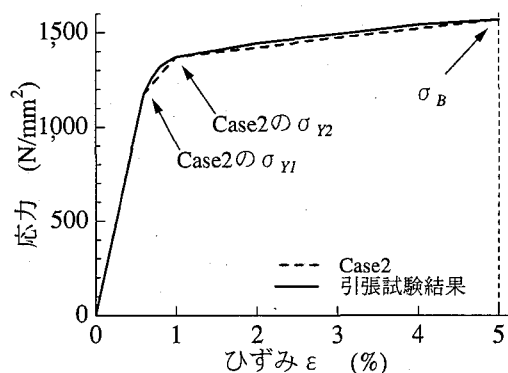
(3) ケーブルの σ - ε 曲線

ケーブルの σ - ε 曲線としては図-5に示すような3ケースを考えた。Case1, および Case3 はバイリニア型で仮定しており, Case1 では降伏点を $\sigma_{Y1}=1,180 \text{ N/mm}^2$ で, Case3 ではケーブルの σ - ε 曲線を包絡するように降伏点を $\sigma_{Y3}=1,350 \text{ N/mm}^2$ でそれぞれ設定した。引張強度は $\sigma_B=1,570 \text{ N/mm}^2$ ($\varepsilon=4.0\%$)とした。ただし, Case2 については図中に示す素線の引張試験結果に基づく σ - ε 曲線を, できるだけ忠実に反映させるためにトリリニア型にモデル化を行い, $\sigma_{Y1}=1,180 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_{Y2}=1,370 \text{ N/mm}^2$, および $\sigma_B=1,570 \text{ N/mm}^2$ とした。また, 入手した素線の引張試験結果より, 引張強度 σ_B に対応する破断ひずみを $\varepsilon_B=5.0\%$ とした。

なお, 主桁および塔部材の材料は完全弾塑性体としている。

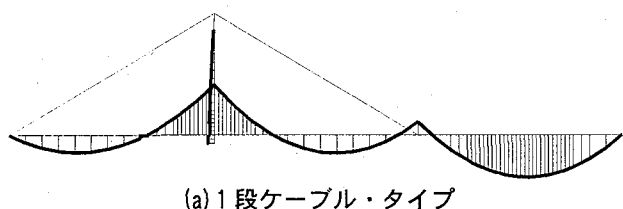


(a)バイリニアモデル

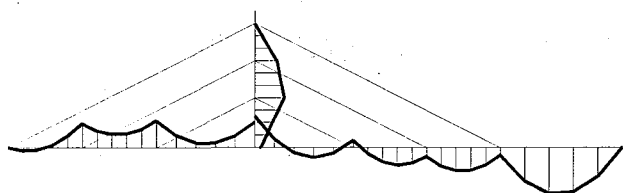


(b)トリリニアモデル

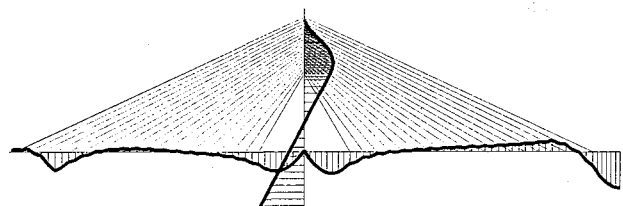
図-5 ケーブルの σ - ε 曲線



(a)1 段ケーブル・タイプ



(b)3 段ケーブル・タイプ



(c)マルチケーブル・タイプ

図-4 曲げモーメント分布図 ($\alpha=1.0$)

3. 解析結果

3.1 ケーブルの σ - ε 曲線が弾塑性挙動および全体終局強度に及ぼす影響

1 段ケーブル・タイプおよび 3 段ケーブル・タイプの斜張橋モデルについて, ケーブルの σ - ε 曲線を図-5に示す 3 ケースで仮定して, 弾塑性有限変位解析を行った。その結果を図-6~図-9に示す。

これらの図は荷重パラメータ α と主桁および塔の変位 δ との関係を示すものであるが, 非線形挙動が現れるのは, いずれの場合も, ほぼケーブルが降伏点 σ_Y ($=\sigma_{Y1}$ または σ_{Y3}) に達する前後である。そこで, この点の荷重パラメータを降伏荷重パラメータ α_Y と呼び, いずれかのケーブルが $\sigma=\sigma_Y$ ($=\sigma_{Y1}$ または σ_{Y3}) になったときの値で定義した。

降伏荷重パラメータ α_Y , 終局荷重パラメータ (最高荷重時の荷重パラメータ) α_u , および α_u/α_Y の値を表-2

に示す。これらの解析結果をまとめると、つぎのとおりである。

- ①橋梁全体の挙動が線形から非線形挙動に変化する荷重パラメータは、いずれかのケーブルが降伏点 σ_y に達したときの α_y にほぼ一致する。
- ② σ - ε 曲線の仮定からも明らかのように、Case1 と Case2 の α_y 値はほぼ同じとなる。これに対し、Case3

の α_y 値は、Case1 および Case2 の α_y 値に対して、ほぼ σ_{y3}/σ_{y1} ($=1.14$) の比で大きくなっている。

- ③ α_u/α_y の値は Case2 が最も大きく、Case3 が最も小さい。Case1 で α_u/α_y が Case2 より小さくなっている理由は、Case1 のひずみ硬化率が小さいため、ケーブルが引張強度に達する前の早い段階で、主桁または塔部材が終局状態に至るためである。

表-2 ケーブルの σ - ε 曲線による荷重パラメータ α_y および α_u の変動

タイプ	ケーブル σ - ε 曲線	ケーブル安全率 $\nu_c^*=2.5$			ケーブル安全率 $\nu_c^*=1.7$		
		α_y	α_u	α_u/α_y	α_y	α_u	α_u/α_y
1段ケーブル	Case1	1.96	2.09	1.07	1.38	1.70	1.23
	Case2	1.96	2.24	1.14	1.38	1.82	1.32
	Case3	2.16	2.22	1.03	1.58	1.84	1.16
3段ケーブル	Case1	1.98	2.21	1.12	1.44	1.84	1.28
	Case2	1.98	2.32	1.17	1.44	1.90	1.32
	Case3	2.28	2.32	1.02	1.63	1.90	1.17

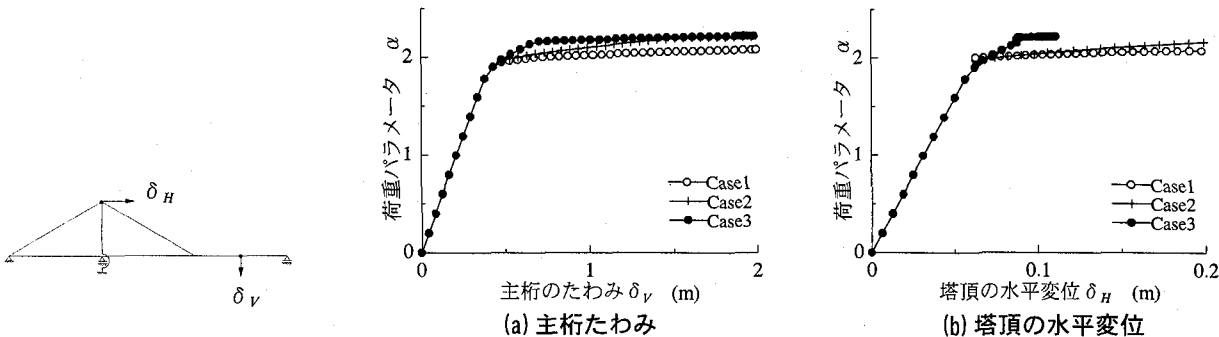


図-6 1 段ケーブル・タイプの α - δ 曲線 ($\nu_c^*=2.5$)

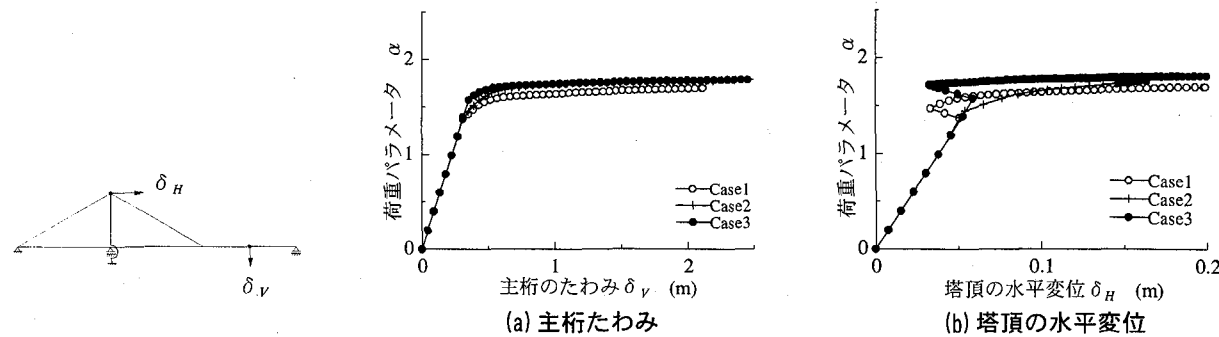


図-7 1 段ケーブル・タイプの α - δ 曲線 ($\nu_c^*=1.7$)

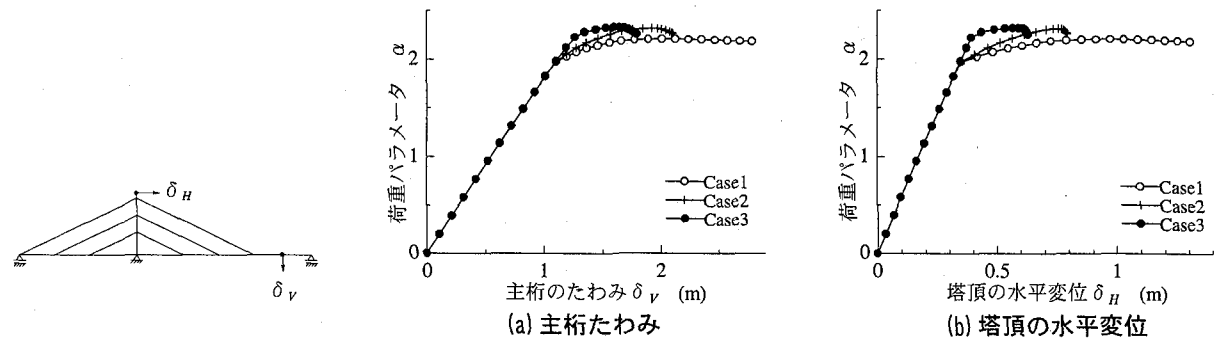


図-8 3 段ケーブル・タイプの α - δ 曲線 ($\nu_c^*=2.5$)

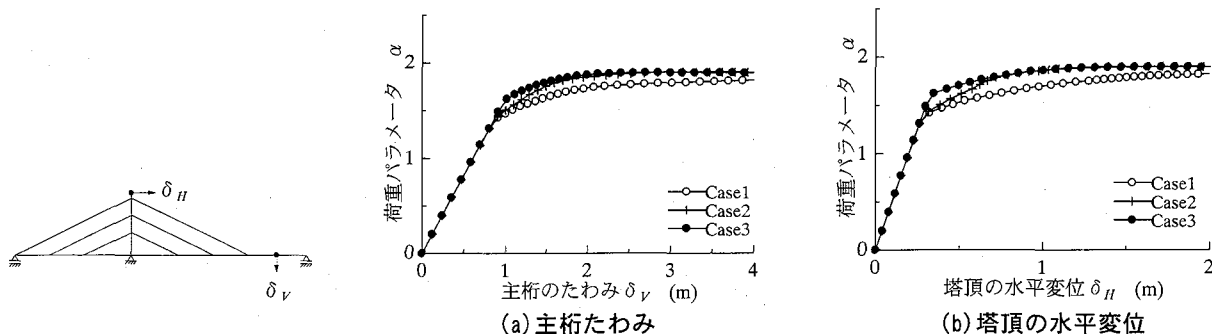


図-9 3 段ケーブル・タイプの α - δ 曲線 ($\nu_c^*=1.7$)

④1 段ケーブル・タイプのケーブル断面積 0.684_c ($\nu_c^*=1.7$) の場合、塔頂の水平変位の α - δ 曲線を見ると、 $\alpha > \alpha_Y$ ($=1.38$) で Case1 と Case3 が著しく変化している。これは、両ケースの場合、ケーブルが降伏点 σ_Y に達すると、ケーブルの σ - ε 曲線が急変するためである。この様子を図-10 に示すが、今回の場合、まず中央径間側のケーブルが $\sigma_R = \sigma_Y$ に達するとケーブル剛度が著しく低下するため、塔が側径間側に引き戻される挙動を示す。その後、側径間側のケーブルも $\sigma_L = \sigma_Y$ に達した時点で、塔頂の水平変位は中央径間側に増大し始める。

⑤3 段ケーブル・タイプの塔および主桁の α - δ 図を見ると、終局変位（最高荷重時の変位）は Case3 が最も小さく、つぎに Case2、そして Case1 の順となっている。これは、図-11～図-13 に示す塑性領域図より明らかのように、Case1 では、側径間側の上段ケーブルが降伏点に達すると、このケーブルの剛性が急激に低下し、塔を支える効果が急減する。このため、主径間側上段ケーブルの荷重分担率が急減し、主径間側端部では曲げモーメントが増加し、塑性域が広がる。これに対し Case2 では、側径間側の上段ケーブルは、 $\sigma = \sigma_{Y1} \sim \sigma_{Y2}$ 間での剛性低下が小さいことから、主桁主径間部は弾性範囲にとどまる。しかし、塔および主桁側径間部で塑性域が広がり、終局状態に至る。また、Case3 でも Case2 と同様に、まず塔および主桁側径間部で塑性域が広がり、終局状態に至るが、ケーブルの降伏点 σ_Y が高い分、塔頂の終局変位は Case2 より小さくなっている。

⑥上記したように、Case1 および Case3 ではケーブルの σ - ε 曲線をバイリニア型で仮定しているため、ケーブルの応力が降伏点に達すると、構造系のバランスが急変し、 $\alpha > \alpha_Y$ の範囲では斜張橋の弾塑性挙動はトリリニア型の Case2 と

大きく異なる場合がある。また、全体終局強度については、Case1 では過小評価することになる。Case3 では、例えば変位量から終局状態を規定するような場合には、終局強度を過大に評価することになる。

以上のことより、斜張橋の弾塑性挙動および全体終局荷重を解析する上で、解析に用いるケーブルの σ - ε 曲線は材料の特性をできるだけ忠実にモデル化して決定する必要があり、Case2 のトリリニア型モデルが適する。

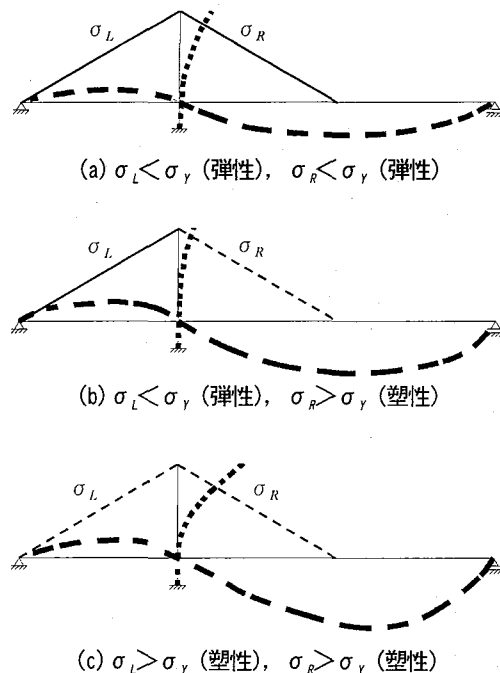


図-10 1 段ケーブル・タイプの挙動の模式図

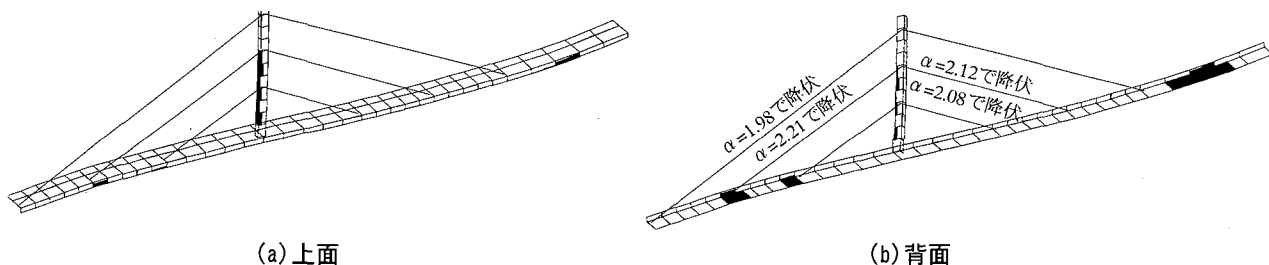


図-11 終局状態 ($\alpha_Y=2.21$) における主桁および塔部材の塑性領域図 (Case1, $\nu_c^*=2.5$)

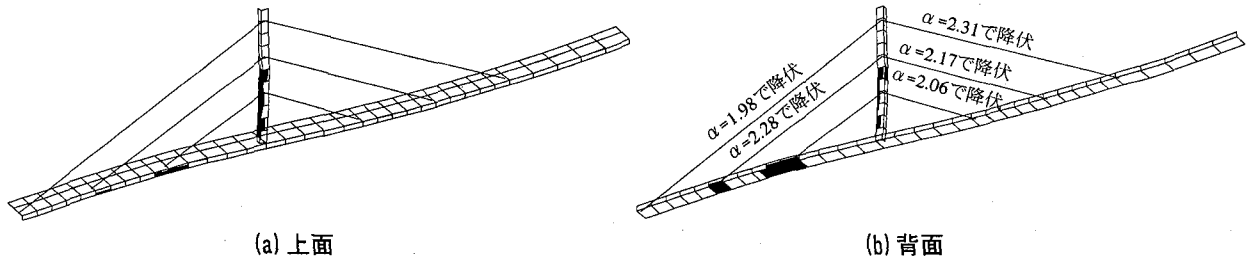


図-12 終局状態 ($\alpha_y=2.32$) における主桁および塔部材の塑性領域図 (Case2, $\nu_c^*=2.5$)

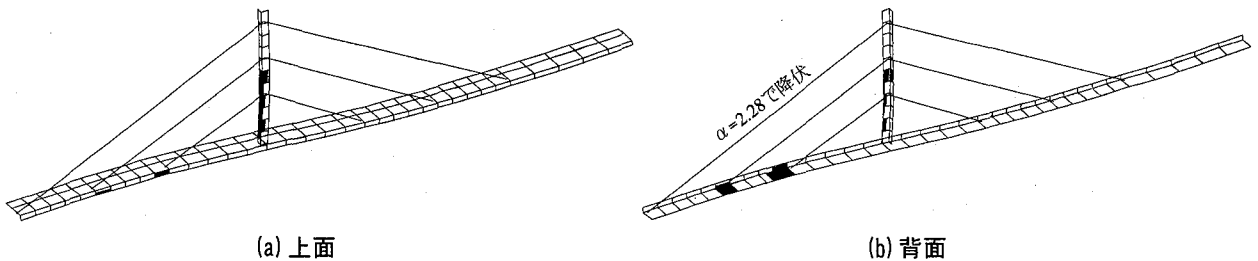
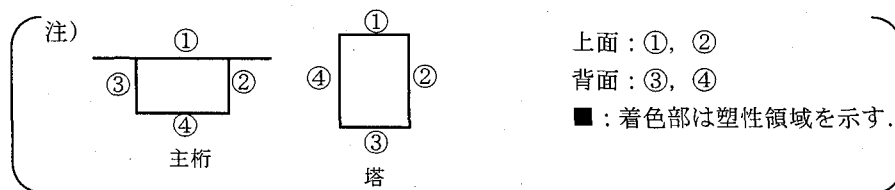


図-13 終局状態 ($\alpha_y=2.32$) における主桁および塔部材の塑性領域図 (Case3, $\nu_c^*=2.5$)



3.2 部材の安全率と全体終局強度

(1) ケーブルの安全率と全体終局強度

ケーブルの σ - ε 曲線を Case2 のトリリニア型で仮定し、ケーブルの安全率 ($\nu_c^*=2.5 [A_c]$, $\nu_c^*=2.1 [0.84 A_c]$, $\nu_c^*=1.7 [0.68 A_c]$) を変化させたときの弾塑性有限変位解析を行った。解析は 1 段、3 段、およびマルチケーブル・タイプの 3 形式の斜張橋モデルを対象とした。解析結果を図-14～図-16 および表-3 に示す。これらの図表より、以下のことがわかる。

- ① ケーブルの安全率 ν_c^* を大きくすれば、もちろん全体終局強度は大きくなる。また、 α_u と ν_c^* との関係はつぎのようになっている。

$$\begin{aligned} \nu_c^*=2.5 & : \alpha_u < \nu_c^* \\ \nu_c^*=2.1 & : \alpha_u \approx \nu_c^* \\ \nu_c^*=1.7 & : \alpha_u > \nu_c^* \end{aligned}$$

- ② 本解析では ν_c^* に比例させてケーブルの断面積を変化させている。したがって、主桁、塔、およびケーブルの剛性バランスの変化により部材断面力も変動するが、その差は微小なものであった。したがって、降伏荷重パラメータ α_y は、ほぼケーブルの安全率 ν_c^* に比例して変化している。

表-3 ケーブルの安全率 ν_c^* による荷重パラメータ α_y および α_u の変動

タイプ	ケーブル安全率	α_y	α_u	α_u/α_y
1段ケーブル	$\nu_c^*=2.5$ (1.47)	1.96 (1.42)	2.26 (1.24)	1.15
	$\nu_c^*=2.1$ (1.24)	1.72 (1.25)	2.05 (1.13)	1.19
	$\nu_c^*=1.7$ (1.00)	1.38 (1.00)	1.82 (1.00)	1.32
3段ケーブル	$\nu_c^*=2.5$ (1.47)	1.98 (1.38)	2.32 (1.22)	1.17
	$\nu_c^*=2.1$ (1.24)	1.75 (1.22)	2.14 (1.13)	1.22
	$\nu_c^*=1.7$ (1.00)	1.44 (1.00)	1.90 (1.00)	1.32
マルチケーブル	$\nu_c^*=2.5$ (1.47)	1.99 (1.45)	2.28 (1.33)	1.15
	$\nu_c^*=2.1$ (1.24)	1.67 (1.22)	2.08 (1.21)	1.25
	$\nu_c^*=1.7$ (1.00)	1.37 (1.00)	1.72 (1.00)	1.26

注) () 内の数字は、 $\nu_c^*=1.7$ の場合の解析結果との比を表す。

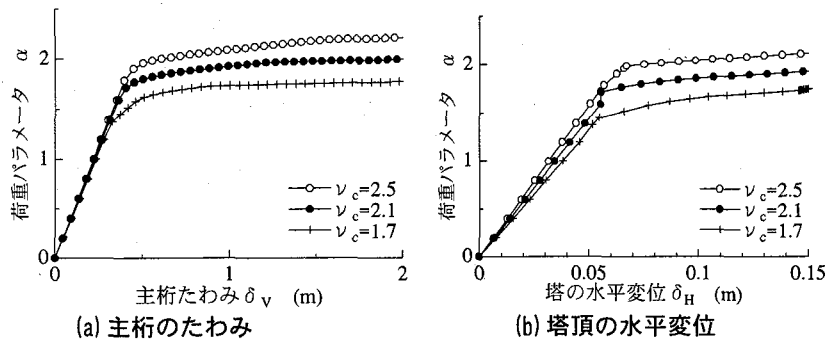
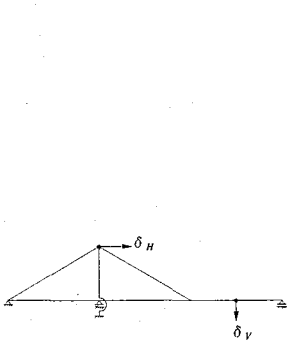


図-14 ケーブルの安全率による α - δ 曲線の変動 (1 段ケーブル・タイプ)

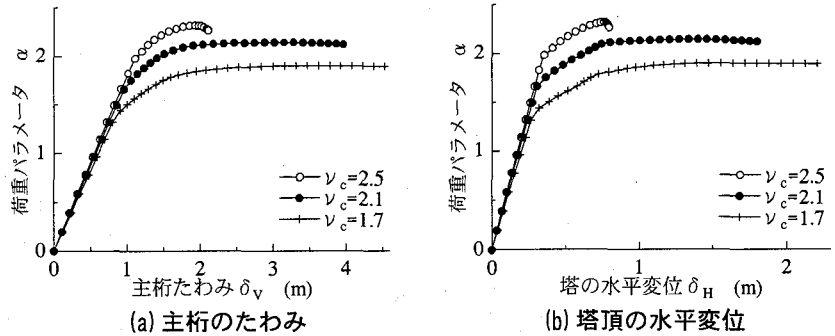
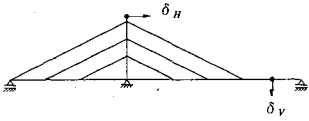


図-15 ケーブルの安全率による α - δ 曲線の変動 (3 段ケーブル・タイプ)

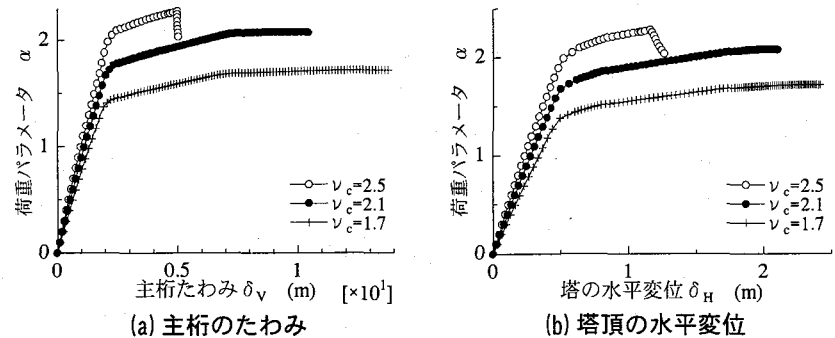
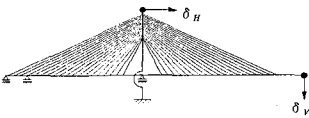


図-16 ケーブルの安全率による α - δ 曲線の変動 (マルチケーブル・タイプ)

- ③ α_u/α_y の値を見ると、 ν_c^* が大きくなれば、 α_u/α_y の比は小さくなる傾向が認められる。また、マルチケーブル・タイプの $\nu_c^*=1.7$ の場合を除けば、斜張橋の形式に関係なくほぼ同じ値となっている。なお、マルチケーブル・タイプの $\nu_c^*=1.7$ の場合、 α_u 値が小さくなっているが、この理由は、 $\nu_c^*=2.1$ および1.7では全体終局強度が側径間側の上段ケーブルの引張強度 σ_B に左右され、いずれの場合も $\alpha_u \approx \nu_c^*$ となるためである。このことについては、以下の(2)マルチケーブル・タイプの弾塑性挙動で詳述する。
- ④ 1 段ケーブル・タイプの α - δ 図において、ケーブルの安全率 ν_c による α - δ 曲線の形状に差異はなく、 ν_c^* の値により降伏荷重パラメータ α_y 値および終局荷重パラメータ α_u が変化しているだけである。
- ⑤ これに対し、3 段ケーブル・タイプにおける α - δ 図では、 $\nu_c^*=2.5$ の場合、終局変位が小さくなっている。これは、 $\nu_c^*=2.5$ の場合、ケーブルが引張強度

σ_B に達する前に、塔および主桁側径間部で塑性域が広がり終局状態に至るためである(3.1の⑤、および図-12を参照)。

(2) マルチケーブル・タイプの弾塑性挙動

今回解析したマルチケーブル・タイプの弾塑性挙動に関する解析結果については、興味深い点がいくつかあったので、以下で詳細に記述する。

まず、マルチケーブル・タイプ($\nu_G=1.7$, $\nu_T=1.7$)の終局状態における変位図を図-17に示す。この図において、ケーブルの安全率が $\nu_c^*=2.1$ と1.7の場合は、変位量に差はあるものの、良く似た変形形状を示している。これに対し、 $\nu_c^*=2.5$ の場合、主桁および塔の変位量が小さく、塔の変位形状に差が見られる。また、主径間側の下段ケーブル部で荷重パラメータ $\alpha = \alpha_{end}$ (：最高荷重直後の α 値)において鉛直変位が急増している。

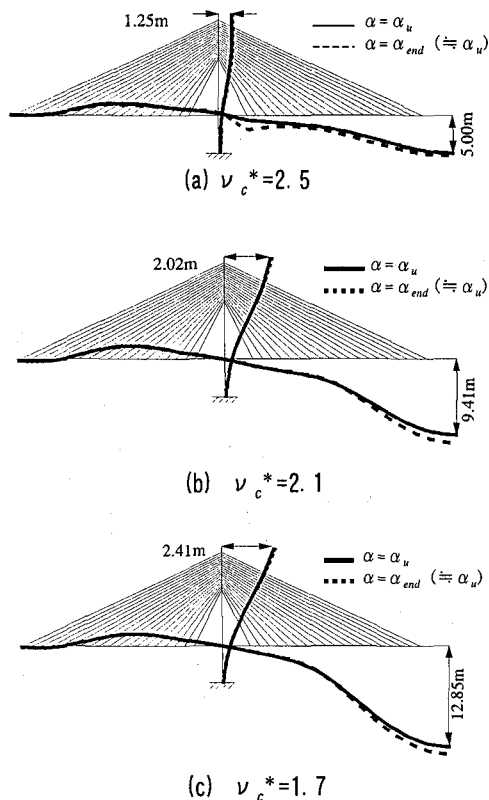


図-17 マルチケーブル・タイプの終局状態における変形図

そこで、マルチケーブル・タイプの弾塑性有限変位挙動を明らかにするため、荷重パラメータによる塔の水平変位および塔の曲げモーメントの形状の変化を調べてみた。その結果を図-18 および図-19 に示す。

これらの図より、 $\nu_c^*=2.5$ の場合には α 値にかかわらず変形形状および曲げモーメント形状はほぼ相似形のままである。これに対し、 $\nu_c^*=2.1$ および 1.7 の場合には $\alpha > \alpha_Y$ において塔頂の水平変位が急増し、曲

げモーメント形状図も $\alpha < \alpha_Y$ と $\alpha > \alpha_Y$ とで大きく異なっている。これは $\nu_c^*=2.1$ および 1.7 の場合、側径間上段のケーブルが降伏点 σ_{Y1} に達すると剛性が低下し、さらに σ_{Y2} に達するとケーブルによる塔頂部の拘束効果(バックステイの役割)が激減するためである。その結果、塔は片持梁状態に近くなり、塔頂の水平変位が急増するものと考えられる。

また、 $\nu_c^*=2.5$ の場合、図-16 の α - δ 図において、荷重パラメータが $\alpha = \alpha_u$ (最大値) となった後、荷重パラメータ α が急減している。これは、図-17 (a) の $\alpha = \alpha_{end}$ の変形図からわかるように、主径間側最下段ケーブル部の主桁が塑性化したためである。この箇所における軸方向圧縮力 N と曲げモーメント M との相関図を図-20 (a) に示すが、この図より α_u に達した後、曲げモーメントは増加するが、軸方向圧縮力が減少し、主桁断面がほぼ全塑性状態となり終局に至っているものと考えられる。

なお、図-20 (b) および (c) に、塔柱の軸方向圧縮力 N と曲げモーメント M との相関図を示すが、塔柱部材は降伏しているが、全塑性モーメントに達していないことがわかる。また、図-19 の塔柱の曲げモーメント分布図を詳細に見ると、塔下部において、 $\alpha=1$ で直線分布していたが、 $\alpha = \alpha_u$ では曲線分布しており、幾何学的非線形 ($P\Delta$ 効果) による付加曲げモーメント ΔM ($=P \cdot \delta$) の影響が現れているのがわかる。

以上の結果から、ケーブルの安全率 ν_c^* が斜張橋の弾塑性有限変位挙動に及ぼす影響が大きいこと、また、 ν_c^* により終局状態における変形状況や断面力分布が大きく異なる場合があり、この点もケーブルの安全率 ν_c^* を見直す場合には十分留意しなければならないことがわかった。

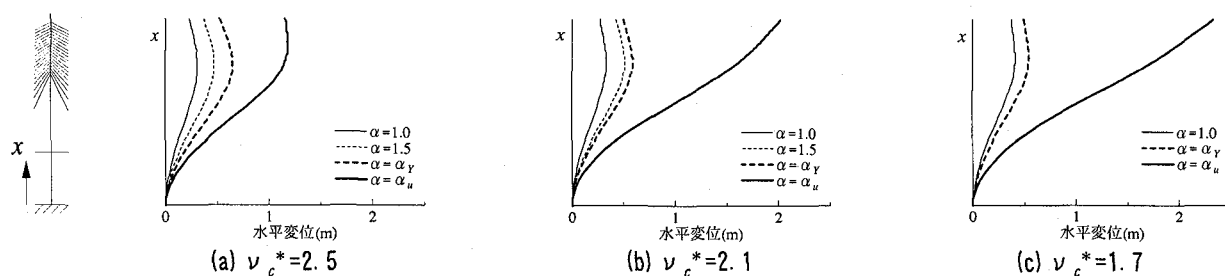


図-18 荷重パラメータ α による塔の水平変位形状の変化

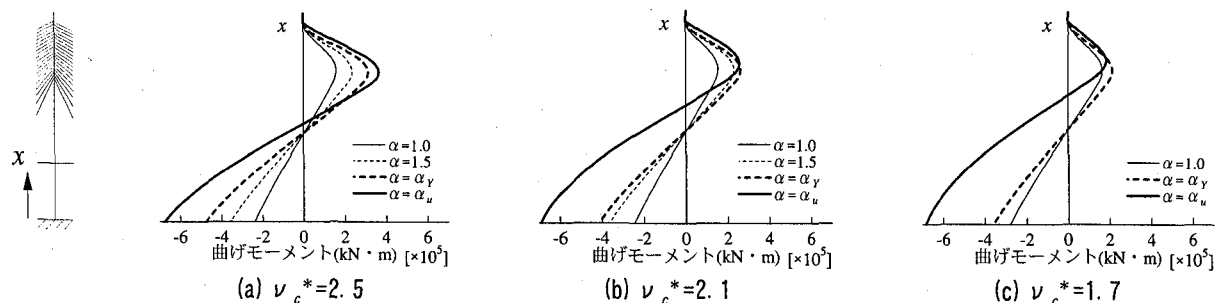


図-19 荷重パラメータ α による塔の曲げモーメント形状の変化

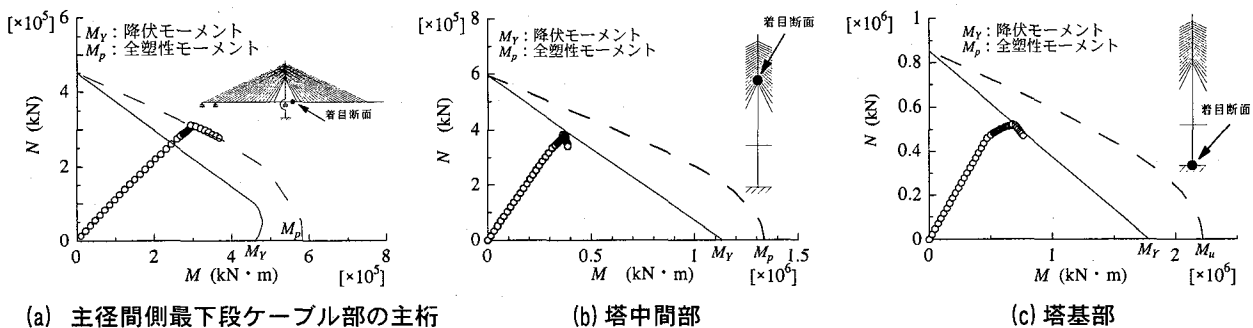


図-20 N - M 相関図

(3) 主桁および塔の安全率と全体終局強度

つぎに、主桁の板厚および塔の板厚を増加させ、弾塑性有限変位解析を行った。主桁および塔の板厚は、それぞれの部材の安全率が $\nu_G=2.0$ および $\nu_T=2.0$ となるように増大させた。解析結果として、終局荷重パラメータ α_u を図-21～図-23に、また主桁の安全率 ν_G と終局荷重パラメータ α_u との関係を表-4に示す。これらの図表より、各部材の安全率と全体終局強度との関係を整理するとつぎのとおりである。

- ①斜張橋の形式にかかわらず、塔の安全率 ν_T を大きくしても、終局荷重パラメータ α_u はほとんど増加しない。
- ②主桁の安全率 ν_G を大きくすると、終局荷重パラメータ α_u は増加する。その増加率は、1段および3段ケーブル・タイプの場合7～8%と割合に大きい。が、 $\nu_G=1.7$ を2.0とするために必要な鋼重の増加率が15%程度と大きいことを考えると、 ν_G を大きくする効果は小さいと言える。
- ③マルチケーブル・タイプの場合には、主桁の安全率 ν_G を大きくしても、終局荷重パラメータ α_u は1～2%程度増加するだけである。この理由は、特にマルチケーブル・タイプの場合、ケーブルの荷重分担率が大きいため、主桁部材の断面を増大させても主桁の変形はほとんど変わらず、逆に主桁の剛度増に伴い、曲げモーメントが増大するため、板厚増による応力低減効果がほとんどないことによる。

表-4 主桁部材の安全率 ν_G と終局荷重パラメータ α_u

タイプ	ν_G^*	① $\nu_G=1.7$	② $\nu_G=2.0$	②/①
1段ケーブル	2.5	2.26	2.41	1.07
	2.1	2.05	2.19	1.07
	1.7	1.82	1.96	1.08
3段ケーブル	2.5	2.32	2.49	1.07
	2.1	2.14	2.29	1.07
	1.7	1.90	2.03	1.07
マルチケーブル	2.5	2.28	2.32	1.02
	2.1	2.08	2.11	1.01
	1.7	1.72	1.75	1.02

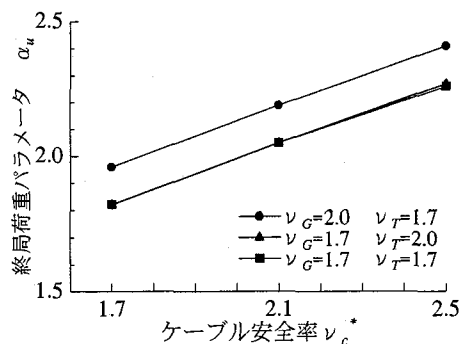


図-21 部材の安全率と全体終局強度 (1段タイプ)

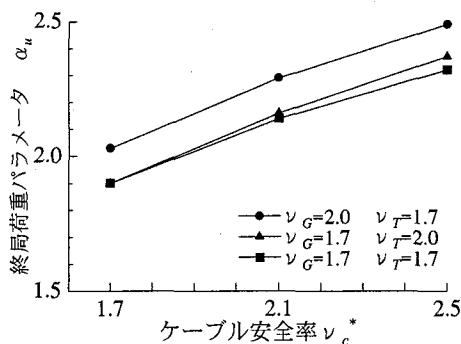


図-22 部材の安全率と全体終局強度 (3段タイプ)

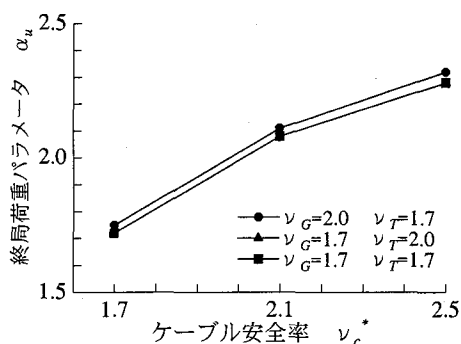


図-23 部材の安全率と全体終局強度 (マルチタイプ)

4. まとめ

本研究では、ケーブルの σ - ε 曲線のモデル化、ならびにケーブル、主桁、および塔の安全率をパラメータにして、斜張橋モデルが終局状態に至るまでの挙動を弾塑性有限変位解析により検討した。そして、斜張橋を経済的かつ合理的に設計する上で重

要となる、各部材の安全率と橋梁全体の終局強度との関係について考察した。

本研究で得られた主な成果をまとめると、以下のとおりである。

- (1) 斜張橋の弾塑性挙動を解析する上で、ケーブルの σ - ε 曲線を忠実にモデル化することが重要であり、トリリニア型でモデル化する方法を提案した。
- (2) ケーブルの安全率 ν_e^* が全体終局強度に及ぼす影響が大きいことを示した。
- (3) 主桁および塔の安全率を大きくしても、全体終局強度に及ぼす効果はケーブルに比べ小さい。特に、マルチケーブル・タイプの場合、その効果は僅少である。
- (4) ケーブルの安全率を $\nu_e^*=2.5$ および2.1とした場合、橋梁全体の安全率 ν_d は、それぞれ $\nu_d=2.3$ および2.1程度となった。
- (5) 座屈現象が顕著に現れることを意図し、部材の座屈照査を無視して設計した主桁および塔部材を用いたにもかかわらず、座屈も弾塑性も考慮できる弾塑性有限変位解析の結果では、座屈現象が現れず、斜張橋モデルの終局強度は主桁および塔部材の断面が全塑性状態、またはケーブルが引張強度 σ_B に達した状態で与えられた。この結果から、1つの設計法として、主桁および塔部材は応力度照査のみで断面を決定した後、弾塑性有限変位解析などにより部材および橋梁全体の座屈照査を行う方法が考えられる。
- (6) ケーブルの安全率が $\nu_e^*\geq 2.0$ 程度であれば、今回の解析結果から、鋼材の降伏に対する安全率 $\nu=1.7$ に対応する荷重パラメータの範囲($\alpha\leq 1.7$)では、斜張橋全体の挙動はほぼ線形挙動するものと考えられる。

今後、以上の結果を基に、主桁、塔、およびケーブルの合理的な部材設計法を確立する上で、以下の課題について検討する必要がある。

- (1) 主桁および塔の部材設計における座屈現象の取扱い。
- (2) ケーブルの安全率を $\nu_e^*=2.0\sim 2.5$ 程度として設計した斜張橋において、残留応力および製作・架設誤差(初期変位、ケーブル張力誤差等)が終局強度に及ぼす影響。
- (3) 活荷重および風荷重によるケーブルの曲げ応力と疲労強度との関係。
- (4) 斜張橋の簡便で合理的な全体終局強度の推定式の提案。
- (5) 斜張橋の座屈耐力照査が必要となる構造形式の判定指標、および座屈耐力解析に用いる荷重の種類と載荷方法。

参考文献

- 1) 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の耐力解析用の汎用プログラムの開発、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。

- 2) 中井博・北田俊行・西村俊行：斜張橋タワーの耐力と設計法について、構造工学論文集、Vol.33A、土木学会、pp.341-350、1987年3月。
- 3) Kitada, T., Nakai, H., Kamei, M., and Wakabayashi, Y.: Ultimate Load Capacity of a Cable-stayed Steel Bridge with multiple Cables, Proc. of the International Symposium for Innovation in Cable-Stayed Bridges, pp.41- pp.52, Fukuoka, Japan, April 1991.
- 4) 崎元達郎・奈良 敬・小松定夫・北沢正彦：曲げが支配的な主塔を有する長径間斜張橋の耐力に関する研究、構造工学論文集、Vol.36A、土木学会、pp.111-122、1990年3月。
- 5) 北沢正彦・野口二郎・田中敏男・山上哲示：東神戸大橋の構造設計、橋梁と基礎、Vol.25, No.3, pp.17-22, 1991年3月。
- 6) 北田俊行・野口二郎・丹生光則・狩野正人：鋼斜張橋の耐力解析におけるプレストレスの取扱いに関する一考察、構造工学における数値解析法シンポジウム論文集、第18巻、日本鋼構造協会、pp.371-376、1994年7月。
- 7) 長井正嗣・謝 旭・山口宏樹・野上邦栄・新井田勇二：斜張橋主桁の終局挙動、強度特性の解明と安定照査に関する一考察、土木学会論文集、No.647/I-51, pp.253-265、2000年4月。
- 8) 謝 旭・長井正嗣・山口宏樹：ケーブルの塑性化を考慮した長大斜張橋の終局挙動に関する考察、構造工学論文集、Vol.44A、土木学会、pp.229~236、1998年3月。
- 9) 野口二郎・中井 博・北田俊行・上田良一：斜張橋の耐力に関する弾塑性有限変位解析、平成11年度土木学会関西支部年次学術講演会概要集、I-110、1999年5月。
- 10) 引口学・野口二郎・北田俊行：ケーブル本数が少ない斜張橋のケーブルの設計安全率が耐力に及ぼす影響、土木学会第55回年次講演会概要集、I-A125、2000年9月。
- 11) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説、I.共通編およびII.鋼橋編、丸善、平成8年12月。
- 12) 中井 博・北田俊行・野口二郎：簡易柱モデルを用いた斜張橋塔の耐力照査法に関する研究、構造工学における数値解析シンポジウム論文集、第16巻、日本鋼構造協会、pp.391-396、1992年7月。
- 13) 北田俊行・中井 博・野口二郎・岩廣真悟：実働活荷重に基づいた連続桁橋、および斜張橋設計用の活荷重モデルについて、構造工学論文集、Vol.44A、土木学会、pp.71-80、1998年3月。

(2000年9月14日受付)