

高レイノルズ数における鋼管鉄塔模型の抵抗

DRAG FORCES ON MODELS OF LATTICE FRAMEWORKS WITH ROUND SECTION MEMBERS AT HIGH REYNOLDS NUMBERS

岡島 厚*・中村泰治**・足立一雄***・松永 稔****

By Atsushi OKAJIMA, Yasuharu NAKAMURA, Kazuo ADACHI
and Minoru MATSUNAGA

1. 序 論

近年、鉄塔構造物の大型化と高層化に伴い、それらの耐風性の検討が重要となってきた。特に高層化する送電用鉄塔においては強度的にも経済的にも有利な鋼管を素材として用い、その鉄塔高さは 200 m に迫るものもあり、強風時における鋼管周りの流れのレイノルズ数は 10^8 以上に達している。このような鋼管鉄塔構造物の耐風設計は種々な設計規準に準拠して行われているが、特に高いレイノルズ数の場合の耐風設計資料はいまだ乏しく、不明確なことが多い。

鋼管のような円筒構造物の場合、そのレイノルズ数が臨界値に近いときには、抵抗値がレイノルズ数に強く依存するが、臨界値以上のさらに高いレイノルズ数範囲における風洞実験は単独円柱の場合においてすら容易ではない。本実験のような骨組構造物の場合にはさらに困難である。

このような困難を避けるため、表面粗さを利用して臨界レイノルズ数の実質的な値を低下させることが Fage と Warsap¹⁾ 以来、単独円柱^{2),3)}あるいは直列 2 本円柱⁴⁾の場合に適用されている。

本研究ではまず風洞実験により、鋼管を構成素材とした実物鉄塔の縮尺部分模型の抵抗を測定し、試験風速を変えることによりレイノルズ数の効果を調べる。さらに表面粗さをを用いて臨界レイノルズ数の実質的な値を低下させ、臨界値以上のレイノルズ数範囲における鋼管鉄塔模型に働く抵抗を測定する。同時に、鉄塔部分模型の前面部材、後面部材および前・後面部材を連結する部材(連結腹材)等のそれぞれの効果そして充実率の効果等

を調べる。また現行の耐風設計規準⁵⁾にある鋼管鉄塔構造物に作用する抵抗係数の算定法の妥当性を検討する。

2. 実験方法

実験は高さ 4 m、幅 2 m、長さ 6 m の測定部をもつ低速回流風洞で行われた。以下供試模型、測定方法、試験項目について述べる。

(1) 供試模型

供試模型 I, II, III, IV の概略寸法および形状を表一 1 および 図-1 (a)~(c) に示す。それぞれの供試模型は実物の約 1/3 および 1/11 の縮尺部分模型であり、いずれもアルミ製または塩化ビニール製パイプを素材とし、ガセット・プレート等で結合した骨組構造をしている。そして縮尺部分骨組模型(添字 a を付ける)の I_a, II_a, III_a, III_a', IV_a はそれぞれ次のような特長もっている。

(i) 骨組模型 I_a および II_a の部材表面はすべて

表一 供試模型の概略寸法

試 験 体	I, III	II	IV			
結 構	ブライヒ	ブライヒ	ダブルワーレン			
縮 尺	1/3	1/11	1/2.9			
外 郭 面 積 (m ²)	4.304	5.064	3.597			
受 風 面 積	パイプ	主 柱 材	0.573 0	0.267 4	0.301 5	
			腹 材	0.305 1	0.308 6	0.209 6
				裏 打 材	—	0.051 6
ガセットプレート計	0.056 4	0.050 4	0.046 7			
	0.934 5	0.678 0	0.557 8			
充 実 率 ϕ	0.217	0.134	0.155			
塔 体 幅 B(m)	2.250	2.800	1.750			
主 柱 材 径 D(m)	0.150	0.070	0.076			
間 隔 倍 数 B/D	15.0	40.0	23.0			
風 洞 閉 塞 率	0.116 8	0.084 8	0.069 7			
試 験 体 材 質	アルミ	アルミ	塩化ビニール			

(注) 添字 a は縮尺部分模型を表わし、添字 b は模型前面部と後面部の連結材を省いた模型を表わし、添字 c は模型前面部のみを模型を表わす。

* 正会員 工博 九州大学助教授 応用力学研究所

** 正会員 工博 九州大学教授 応用力学研究所

*** 正会員 日本鉄塔工業(株)中央技術研究所所長

**** 正会員 日本鉄塔工業(株)中央技術研究所

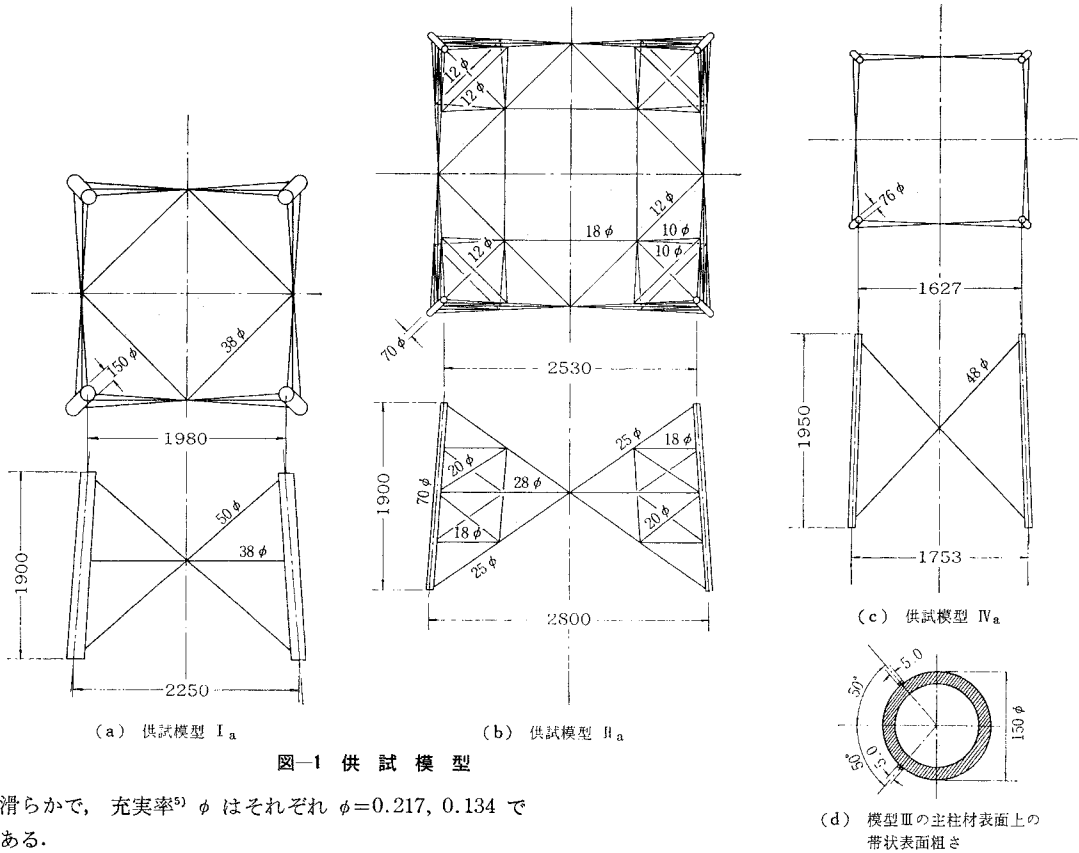


図-1 供試模型

滑らかで、充実率⁵⁾ ϕ はそれぞれ $\phi=0.217, 0.134$ である。

(ii) 骨組模型 III_a, III_{a'} は模型 I_a とまったく同一形状であるが、主柱材表面に局部的に表面粗さが付けてある。表面粗さには直径約 0.5 mm ϕ (主柱材直径の約 3×10^{-3} 倍) のガラス粒子を用い、図-1 (d) に示すごとく主柱材表面上、流れのよどみ点から 50° の位置に上下対称に 5 mm の幅で全スパン長さにわたり、帯状にガラス粒子を一様に付けてある。

なお、III_a は前面部主柱材のみ、III_{a'} は前面部・後面部両方の主柱材に上述の帯状表面粗さが付けてある。

(iii) 骨組模型 IV_a は主柱材や腹材などのすべての円筒状の構成部材の全表面にわたり、一様にガラス粒子を付けたものである。

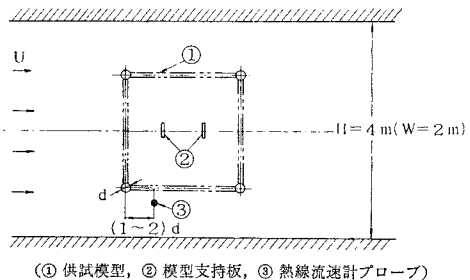
さらに各構成部材の効果を分離して調べるため、上述の縮尺部分模型 I_a~IV_a から前面部材と後面部材を連結する連結腹材を取り除いた模型 I_b~III_b (添字 b を付ける) および前面部材のみから成る模型 I_c~IV_c (添字 c を付ける) をそれぞれの実物縮尺部分模型に対して準備した。

(2) 測定方法

風洞測定部に設置した供試模型 (模型 II_a) を写真-1 に示す。写真は風下側からみたもので、模型は 図-2

(d) 模型IIIの主柱材表面上の帯状表面粗き

に示すごとく測定部両側にある 2 組の模型支持板により測定部外側から支持されている。供試模型に作用する抵抗は流れ方向の力を特に敏感に検出する支持板に貼付したひずみゲージのひずみ量から測定された。一方、後流の速度変動の周波数は前面部主柱材からその直径の約 1~2 倍下流の位置に挿入した熱線流速計プローブにより検出された。検出された速度変動の信号から周波数解析器により卓越周波数 f を求め、ストローハル数 (S_t 数) $S_t = fd/U$ (d は主柱材直径, U は一様流速) を求めた。本実験の試験風速範囲は 5 m/s~43 m/s であり、主柱材の直径が $d=150$ mm ϕ の場合、レイノルズ数 (R_e 数) は $R_e (= Ud/\nu, \nu$ は空気動粘性係数) $= 5.1 \times 10^4 \sim 4.4$



(1) 供試模型, (2) 模型支持板, (3) 熱線流速計プローブ

図-2 風洞測定部概略

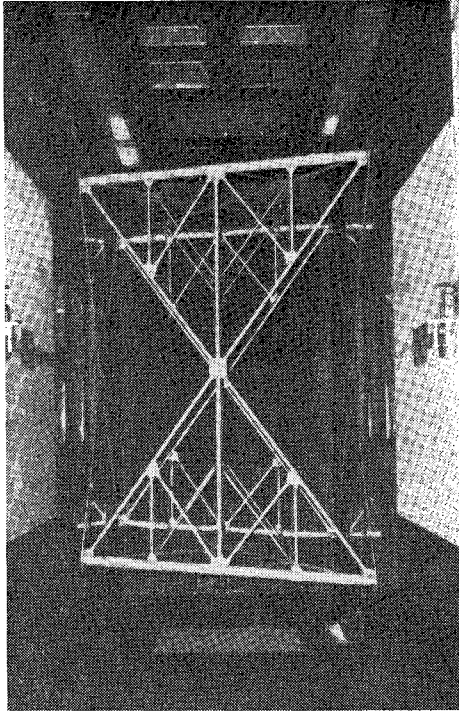


写真-1 風洞測定部に設置した縮尺骨組模型 (模型 II_a)

×10³ の範囲である。なお、風洞測定部における一様流の乱れの強さは 0.1% 以下である。また模型の受風面積⁵⁾の風洞測定部断面における風洞閉塞率は 11.7% に達する場合もあるので、抵抗係数および風速の値は Allen と Vincenti⁶⁾ の方法^{注1)}によって補正した。抵抗の測定値は模型の受風面積および動圧により無次元化した。なお、この場合の受風面積は JEC-127-1979⁵⁾に基づいて、骨組模型の骨組面の傾斜を無視し、骨組面に直角な風上骨組面の垂直投影面積とし、それぞれの模型につき表-1 に示した。また JEC-127-1979 では骨組模型に作用する流体力の流れ方向成分、すなわち抵抗を上述のように無次元化して風力係数と称しているが、本論文では抵抗係数 C_D を用いる。

(3) 試験項目

風洞で行ったおもな試験項目および目的は次のとおりである。

(i) 3種類の実物縮尺部分模型 I_a, II_a, IV_a の抵抗を試験風速を種々変えて測定し、充実率、模型形状、 R_e 数の影響を調べる。

(ii) 模型前面部材と後面部材を継ぐ連結腹材をすべて取り除いた模型 I_b, II_b, III_b の抵抗を測定する。

注1) 骨組模型の場合にそのままこの方法を適用するのは若干無理があるが、ここでは便宜上この方法を用いた。

(i) と (ii) の結果の比較により、上記連結腹材の効果を調べる。

(iii) 前面部材のみの模型 I_c, II_c, III_c, IV_c の抵抗を測定する。(ii) と (iii) の結果の比較により、後面部材の効果を調べる。

(iv) 表面粗さを部材表面に貼付した模型 III_a, III_{a'}, III_b, III_c, IV_a, IV_c により、臨界 R_e 数以上の R_e 数域 (超臨界域、極超臨界域) の抵抗を測定する。

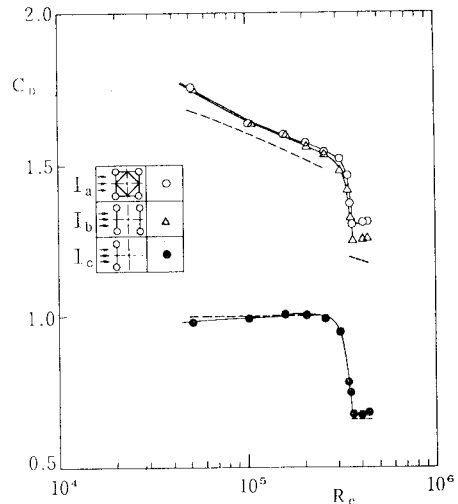
(v) 熱線流速計による速度変動の周波数測定を行い、主として支柱材周りの流れの変化を監視する。

3. 実験結果と考察

(1) 支柱材周りの流れが亜臨界域・超臨界域の場合

a) 模型 I_a, I_b, I_c

R_e 数変化に対する実物縮尺模型 I_a に働く抵抗係数 C_D (以下 C_D 値という) を模型 I_b, I_c の C_D 値と



(--- : 部材集計法による算定値)

図-3 模型 I の抵抗係数 C_D

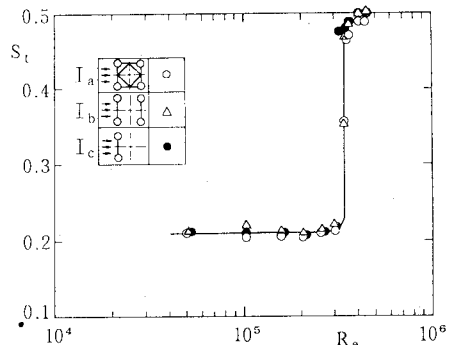


図-4 模型 I の S_t 数

比較して 図-3 に示す。まず、前面部材のみから成る模型 I_c の C_D 値は R_e 数に対し、単独円柱の場合とほぼ同様な変化を呈する。すなわち $R_e=3.0 \times 10^5$ までは C_D 値は 1.0 でほぼ一定で、 $R_e=(3.0 \sim 3.5) \times 10^5$ で急激に低下し、 $R_e=(3.6 \sim 4.4) \times 10^5$ では小さい値となる。また 図-4 には模型 I_a, I_b, I_c の S_f 数の値を示すが、いずれの模型の S_f 値にも大きな差異は認められず、単独円柱の場合と同様 $R_e=3.0 \times 10^5$ 以下では 0.21 で一定で、 $R_e=3.5 \times 10^5$ 付近で 0.21 から 0.48 ~ 0.5 に急激に変わる。そして卓越 S_f 数が 0.48 ~ 0.5 のときのパワー・スペクトル密度分布は卓越 S_f 数を中心にパワー・スペクトルが広帯域に及び、単独円柱の超臨界域特有の形状と同一である。

さらに直列 2 本円柱の実験結果⁴⁾ によれば前・後面部材の間隔が直径の 3~5 倍以上離れている場合、骨組模型の前面部材周りの流れに対する後面部材の影響はきわめて微小であるので、模型 I_c の C_D 値は骨組模型 I_a, I_b の前面部材に働く C_D 値とみなしても大差はない。

そこで、以下では、骨組模型前面部材の R_e 数に対する C_D 値や S_f 数の変化をもとにして骨組模型周りの流れを分類する。すなわち骨組模型 I_a の場合、模型 I_c の C_D 値がほぼ一定 ($C_D \sim 1.0$) で、 S_f 数は 0.21, $R_e \leq 3.0 \times 10^5$ の亜臨界域、 C_D 値が急激に低下し、 S_f 数が約 0.48 に急変する $R_e=(3.0 \sim 3.5) \times 10^5$ の臨界域、そして小さい C_D 値で S_f 数が 0.48 ~ 0.5、本実験範囲では $R_e=(3.6 \sim 4.4) \times 10^5$ の超臨界域である。

そこで骨組模型 I_a, I_b の C_D 値については、まず $R_e=3.0 \times 10^5$ 以下の亜臨界域の場合を述べる。骨組模型 I_a, I_b の C_D 値は R_e 数増加に伴い、両者ともに漸減している。一方、模型 I_c の C_D 値はほぼ一定 ($C_D \sim 1.0$) であることから、模型 I_a, I_b の亜臨界域で C_D 値が漸減するのは後面部材の C_D 値が R_e 数に依存するためと考えられる。しかも模型 I_a, I_b の C_D 値の R_e 数に対する変化は Fage と Warsap¹⁾ による主流中に乱れのあるときの単独円柱の C_D 値の変化の様相と非常によく類似しており、前面部材後流中にある後面部材周りの境界層の遷移が前面部材後流の乱れによって促進され、比較的低い R_e 数から後面部材の C_D 値が低下するためと考えられる。Wardlaw と Cooper²⁾、や Cooper³⁾ も流れに直列に置かれた 2 本円柱の下流側円柱の C_D 値を系統的に計測し、 C_D 値が同様の傾向を示すことを報告している。

また 図-3 には電気学会の送電用支持物設計標準 (JEC-127-1979)⁵⁾ にある部材集計法により算定された C_D 値を破線で図示した。部材集計法は構成する部材の断面形状やアスペクト比あるいは前・後面の部材間隔に応じて、個々の構成部材の C_D 値を求め、それらを集計して

骨組模型全体に働く C_D 値を算定する方法である。各部材の C_D 値のデータは既往の風洞実験結果に基づいており、鋼管部材の場合には、 R_e 数が $R_e \leq 4 \times 10^5$ と、 $R_e > 4 \times 10^5$ の場合とに区別している。しかし、 R_e 数が 4×10^5 以下の亜臨界域であれば、上記のアスペクト比や前後部の部材間隔の補正を加えて算定された骨組模型の C_D 値には R_e 数の影響はまったく考慮されていない。しかるに 図-3 の実験値に示したごとく、高 R_e 数における骨組構造物では亜臨界域にあっても R_e 数により C_D 値は変化する。このことを勘案し、ここでは部材集計法を適用するにあたり、 R_e 数により変化する Cooper³⁾ の直列 2 本円柱の C_D の実験値を利用して風圧倍数を求める。算定された C_D 値は実験値と大略一致することから、亜臨界域において骨組模型の C_D 値が R_e 数により変化するのには後面部材の C_D 値が変わるためであり、このときの風圧倍数は R_e 数によっても変える必要があることがわかる。

次に、超臨界域においても、直列 2 本円柱の実験結果³⁾ を参考にして、前面部、後面部主柱材の C_D 値をそれぞれ 0.35 および 0.4 として部材集計法で算定した C_D 値を 図-3 に示した。算定値と実験値はほぼ一致している。

以上のことから、骨組模型 I_a, I_b, I_c の亜臨界域、超臨界域における C_D 値に対し、個々の部材の C_D 値として実験値を部材集計法に挿入すれば、 R_e 数にも依存する C_D の妥当な算定値を得ることができることがわかった。

なお、図-3 に示したごとく、模型 I_a と前・後面部材の連結腹材を取り除いた模型 I_b の C_D 値との間には、ほとんど差異が認められない。これら連結腹材はすべて前面部の主柱材に重なっており、径も比較的小さいため、 C_D 値の結果には連結腹材の影響が顕著に現われないものと考えられる。

b) 模型 II_a, II_b, II_c

模型 II の充実率は比較的小さく、 $\phi=0.134$ で、図-1(b) に示したごとく多くの斜材、平面材および主柱材や腹材用補助材^{注 2)} から構成され、複雑な骨組構造をしている。また本模型の主柱材直径は 70 mm ϕ で前・後面部材間隔は広く、直径の 40 倍である。本模型の試験 R_e 数範囲は $(0.24 \sim 1.9) \times 10^6$ であり、亜臨界域に限定されている。図-5 には骨組縮尺模型 II_a および模型 II_b, II_c の C_D 値を比較して示す。図中、前面部材のみの模型 II_c の C_D 値は R_e 数に対し、大きな変化がなく、算定値とほぼ一致している。また模型 II_a の C_D 値は R_e 数に対し大きく変わらないが、模型 II_b の C_D 値は $R_e=0.7 \times 10^6$ 付近から減少している。卯月

注 2) 鉄塔の各部材の名称は文献 5) による。

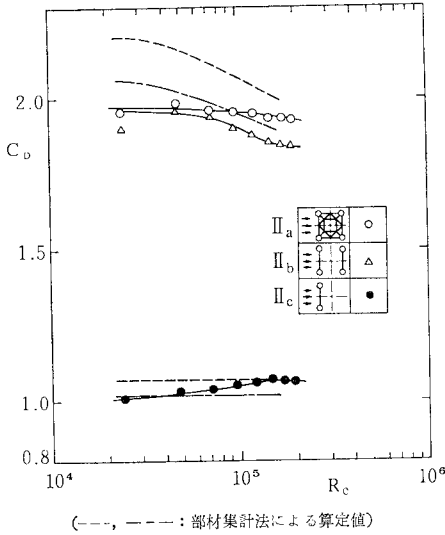


図-5 模型 II の抵抗係数 C_D

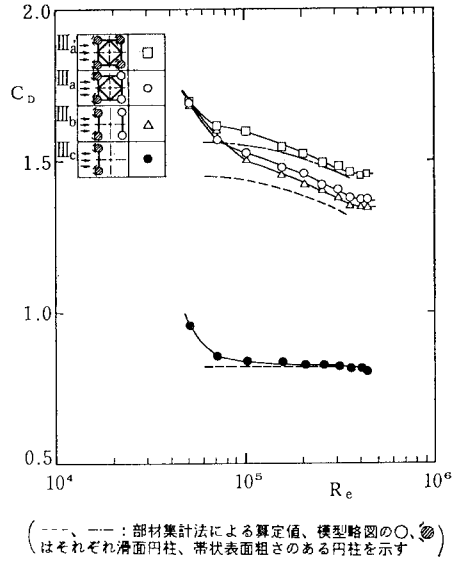


図-6 模型 III の抵抗係数 C_D

ら¹⁰⁾は本実験と類似した模型を用い、充実率が大きいほど、 Re 数の影響を受けやすいことを報告している。

また図-5の場合、破線で示す部材集計法による算定値と実験値とはあまりよく一致しない。本模型には多くの腹材があることもその一因と考えられる。そこで部材周りの流れの2次元性がそれらの付随した腹材により、崩れることを考慮して、部材集計法で支柱材の C_D 値を算定する際、たとえば支柱材に腹材が接続するところまでを有限部材長さのみなし、有限長(アスペクト比)の補正を施して C_D 値を算定すれば、図の1点鎖線のようになる。算定値は実験値により近い値である。

(2) 支柱材周りの流れが極超臨界域の場合

図-6, 7に模型支柱材表面に帯状表面粗さのある骨組模型 III_a, III_{a'}, III_b, III_c の C_D 値および S_i 数の値を示す。まず前面部材のみからなる模型 III_c の C_D 値は図から $Re=1.0 \times 10^5$ 以上の Re 数範囲では 0.82~0.83 で、 S_i 数は 0.28 である。模型 III_c の支柱材周りの流れは帯状表面粗さにより、上記 Re 数域では極超臨界域であり、本模型の臨界 Re 数の値は約 0.6×10^5 程度で、模型 I の場合に比較して、かなり低いことがわかる。

次に模型の前・後面部の支柱材の両方に帯状粗さを付けた骨組模型 III_{a'} および前面支柱材のみに粗さを付けた模型 III_a, III_b の C_D 値の変化を図-6で説明する。 C_D 値は Re 数に対し、いずれもほぼ同様な変化を呈し、前面支柱材の臨界 Re 数 (0.6×10^5) 付近で急低下し、その後も漸減している。最近の極超臨界域における直列2本円柱の実験⁹⁾によれば、上・下流側双方の円柱の C_D 値はともに Re 数にはほとんどよらない。した

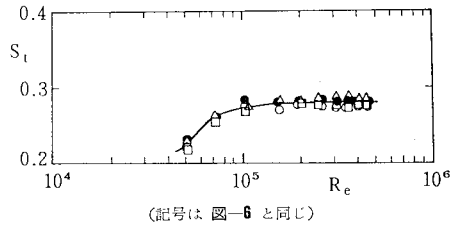
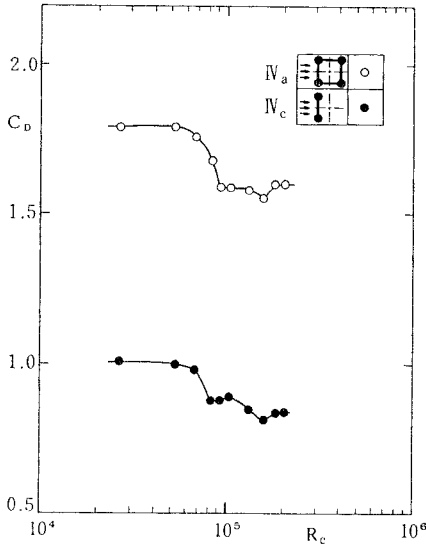


図-7 模型 III の S_i 数

がって、図-6の $Re=(1.0 \sim 4.4) \times 10^5$ において模型 III_a, III_b, III_{a'} の C_D 値がいずれも Re 数増加に伴い漸減するのは模型の受風面積の 33% を占める直径の小さい腹材周りの流れがいまだ重臨界域にあるためと考えられる。また模型 III_{a'} の C_D 値が模型 III_a や III_b の値に比較して、大きいのは III_{a'} のみ後面支柱材に表面粗さがあるためである。さらに模型 I の場合と同様、III_a と III_b の C_D 値にほとんど差異が認められないことから、この場合にも連結腹材の効果はわずかといえる。

この模型で部材集計法を使う際、極超臨界域にある支柱材の C_D 値に対しては、直列2本円柱の実験結果⁹⁾から前面支柱材の C_D 値は 0.60 とし、後面支柱材は III_a の場合 0.35, III_{a'} の場合 0.55 とする。さらにいまだ重臨界域にある前後部の腹材の C_D 値は Cooper⁹⁾ の実験値を用いる。このようにして算定した値を図-6に破線(模型 III_a に対応する)および1点鎖線(模型 III_{a'})で示した。それぞれの算定値は対応する実験値とほぼ一致し、この場合の前・後面部にある腹材の効果を示すとともに、本算定方法の妥当性が確認された。



(模型略図の●は全周表面粗さのある円柱を示す)

図—8 模型 IV の抵抗係数 C_D

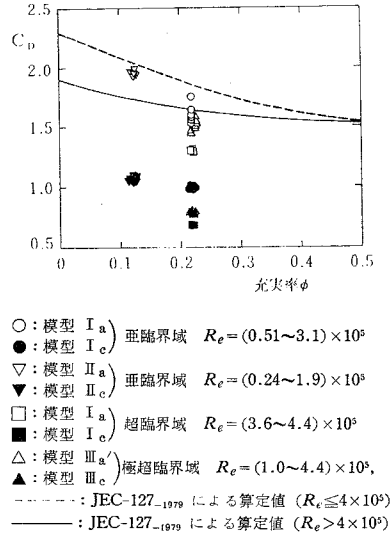
(3) 各種腹材の影響

骨組模型の前面部材と後面部材を連結する連結腹材の影響についてはすでに 図—3, 5, 6 に示したごとく、いずれの模型の場合にも顕著な効果はなかった。一方、直接風にさらされる前面部およびその後流中の後面部の腹材は骨組模型全体の C_D 値にそのまま寄与する。たとえば支柱材周りの流れが極超臨界域であっても前・後面部の径の小さい腹材周りの流れがまだ亜臨界域の 図—6 では、模型 III_a, III_{a'} の C_D 値には R_e 数に依存する様子が顕著に現われた。

次に、図—8 には模型 IV_a IV_c の C_D 値の変化を示す。模型 IV_a の全構成部材表面にはガラス粒子が一緒に付けてあり、模型 IV_c はその前面部材のみである。両者の値はともに R_e 数に対し複雑に変化している。すなわち IV_a, IV_c の C_D 値はともに $R_e = 0.8 \times 10^5$ 付近で急減し、まず支柱材周りの流れが臨界 R_e 数に達し、さらに $R_e = 1.3 \times 10^5$ 注3) 付近で、径の小さい斜材周りの流れが臨界 R_e 数に達することにより、図のような C_D 変化を呈している。

要は、鉄塔構成材には支柱材のほか斜材、平面材、補助材など様々な径の部材があり、それぞれの部材周りの流れは R_e 数により変化し、作用する個々の C_D 値も変わる。その結果、骨組模型全体に働く C_D 値が変化することが明らかとなった。

注3) この値は支柱材の径を代表長さにとった値であり、斜材自身の径の値を代表長さにとると、 0.8×10^5 となり、当然のことながら、支柱材の臨界 R_e 数の値と等しい。



- ：模型 I_a) 亜臨界域 $R_e = (0.51 \sim 3.1) \times 10^5$
- ：模型 I_c) 亜臨界域 $R_e = (0.24 \sim 1.9) \times 10^5$
- ▽：模型 II_a) 亜臨界域 $R_e = (0.24 \sim 1.9) \times 10^5$
- ▼：模型 II_c) 亜臨界域 $R_e = (0.24 \sim 1.9) \times 10^5$
- ：模型 I_a) 超臨界域 $R_e = (3.6 \sim 4.4) \times 10^5$
- ：模型 I_c) 超臨界域 $R_e = (3.6 \sim 4.4) \times 10^5$
- △：模型 III_a) 極超臨界域 $R_e = (1.0 \sim 4.4) \times 10^5$
- ▲：模型 III_c) 極超臨界域 $R_e = (1.0 \sim 4.4) \times 10^5$
- ：JEC-127-1979 による算定値 ($R_e \leq 4 \times 10^5$)
- ：JEC-127-1979 による算定値 ($R_e > 4 \times 10^5$)

図—9 充実率 ϕ と抵抗係数 C_D

(4) 充実率の影響

本実験で行った種々な充実率 ϕ をもつ骨組模型およびそれぞれの模型の前面部の C_D 値を 図—9 にまとめて示す。図中、特に骨組模型の実験値(図—9 では ○, △印)にばらつきがみられるのは、すでに述べたごとく R_e 数の相違によるためである。一方、▼, ●印で示す亜臨界域の前面部模型の C_D 値は充実率 ϕ に対し、大きな差は認められないが、骨組模型の場合(▽, ○印)には、 ϕ の増加に伴い、 C_D 値はかなり減少している。この場合の骨組模型はすべて正方形断面をしているので、 ϕ が大きくなれば、前・後面部材間の間隔が狭くなり、後面部材に働く抵抗は減少する。その結果、骨組模型の C_D 値は減少するものと考えられる。

すなわち、亜臨界域の場合、前面部模型の C_D 値は ϕ の変化に対し、ほとんど変わらないが、骨組模型の場合に ϕ の影響が現われるのは、 ϕ の変化による前・後面部材間の間隔の変化による影響がその C_D 値に現われるものと考えられる。

さらに、後面部材は前面部材後流中にあるため、その C_D 値は R_e 数にも依存する⁹⁾ので、図—9 の本実験値にはばらつきとして現われている。

また、図には JEC-127-1979 による算定式に従って得られた C_D 値も示した。図中、破線は全構成部材の R_e 数がすべて臨界 R_e 数以下の場合を示し、本実験の ○, ▽印の実験値に対応する。実線は支柱材の R_e 数のみ臨界 R_e 数を越えた場合の値で、JEC-127-1979 では超臨界域と極超臨界域の区別をしていないが、本実験では模型 I_a による超臨界域の □印の場合と模型 III_{a'} による極超臨界域の △印の場合が相当する。JEC-127-1979

によるそれぞれの算定値はいずれの場合にも安全側の値を与えているといえる。

(5) 実物鉄塔における抵抗係数 C_D の算定について

実際の鉄塔の強風時における流れに近い状態を実現するため、本研究では骨組縮尺模型に表面粗さを付けたⅢ_a、Ⅲ_{a'}、Ⅳ_aを用いて、いわゆる極超臨界域の流れを実現した。表面粗さの付け方を種々変えたが、いずれの場合が実際の鉄塔の場合の極超臨界域の流れにどの程度近いかなどは、本研究では抵抗と S_f 数しか測定していないので明らかではない。しかし極超臨界域における骨組模型の C_D 値を部材集計法により算定するにあたり、直列2本円柱の風洞実験結果から帯状表面粗さのある前面部材の C_D 値は0.60とし、後面部材は滑面の場合0.35、粗さのある場合には0.55とすれば、得られた C_D の算定値は風洞実験結果とよく一致した。

また、ここで与えた後面滑面部材の値も R_e 数増加とともにさらに変化することを勘案すると、実際の鋼管鉄塔におけるように $R_e=10^6$ 程度の場合の C_D 値の算定にあたっては、前・後面部材に帯状表面粗さのある場合を適用するのが適当と考えられるが、今後さらに単独円柱や直列2本円柱など比較的単純な場合について種々な面から検討される問題である。

4. 結 論

臨界 R_e 数付近の高い R_e 数範囲で、種々な形状および充実率の骨組構造をもつ鋼管鉄塔縮尺模型の C_D 値を測定した。また前面部材のみの骨組模型や前・後面部材を連結する連結腹材を取り除いた模型の C_D 値の実験結果から前面部材、後面部材および連結腹材の効果を分離して求めた。さらに、支柱材に帯状表面粗さを、また全構成材に表面粗さを一様に付けることにより、極超臨界域における C_D 値を風洞実験で求めた。

その結果、得られたおもな結論は次のとおりである。

(1) 亜臨界域でも骨組模型の C_D 値は R_e 数増加に伴い漸減する。このような C_D 値の R_e 数に対する依存性は後面部材周りの流れが前面部材後流の乱れによって遷移が促進され、後面部材の C_D 値が R_e 数増加により低下することに起因する。このことは部材集計法の風圧倍数を直列2本円柱の下流側円柱の C_D 値の実験値から各 R_e 数ごとに定め、算定された C_D 値が実験値と合うことから実証された。

(2) さらに支柱材などの周りの流れが超臨界域ある

いは極超臨界域に達している場合にも、直列2本円柱の実験値を用いた部材集計法による C_D の算定値は骨組模型の実験値と一致した。

(3) また充実率からの算定式により求めた C_D 値は実験値に対し安定側の値を与える。そして充実率に対し、骨組模型の C_D 値が変化するのも、主として後面部材の C_D 値が前・後面部材の間隔によって変わるためであり、この場合の C_D 値は充実率ばかりでなく、 R_e 数にも依存することを明らかにした。

(4) 実物鉄塔は支柱材のほか斜材、水平材そして補助材など各種の構成材があるが、それぞれの部材周りの流れの R_e 数による変化によって、各部材に働く C_D 値が変わり、その結果骨組模型全体の C_D 値が変化することがわかった。

最後に、風洞実験にあたり、ご協力下さった杉谷賢一郎技官および風洞関係の方々深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) Fage, A. and F.H. Warsap: The effects of turbulence and surface roughness on the drag of a circular cylinder, ARC, R & M No. 1283, 1929.
- 2) 岡島・中村: 高レイノルズ数範囲における表面粗さのある円柱まわりの流れ, 九大応力研所報, 第40号, pp. 387~400, 1973.
- 3) Nakamura, Y. and Y. Tomonari: The effects of surface roughness on the flow past circular cylinders at high Reynolds numbers, J. Fluid Mech., Vol. 123, pp. 363~378, 1982.
- 4) 岡島・杉谷: 高レイノルズ数における直列2本円柱まわりの流れ, 日本機械学会論文集, 44巻, 384号, pp. 2663~2671, 1978.
- 5) 電気学会, 電気規格調査会標準規格, 送電用支持物設計標準 (JEC-127-1979) 電気書院, 1980.
- 6) Allen, H.J. and W.G. Vincenti: Wall interference in a two-dimensional-flow wind tunnel, with consideration of the effect of compressibility, NACA Rept. 782, 1944.
- 7) Wardlaw, R.L. and K.R. Cooper: A wind tunnel investigation of the steady aerodynamic forces on smooth and stranded twin bundled power conductors for the aluminium company of America, NAE, Canada, LTR-LA-117, 1973.
- 8) Cooper, K.R.: Wind tunnel measurements of the steady aerodynamic forces on a smooth circular cylinder immersed in the wake of an identical cylinder, NAE, Canada, LTR-LA-119, 1974.
- 9) 岡島・杉谷: 後流中に置かれた円柱の静的空力特性, 土木学会 37 回全国大会講演概要集, 1982.
- 10) 卯月・亀井: 鋼管を用いた鉄塔の風力係数に関する実験的研究, 第1報 正四角形断面鉄塔の抗力係数, 日本建築学会論文報告集, 第310号, pp. 22~31, 1981.

(1982.5.24・受付)