

二次元物体の抗力係数に関する風洞閉塞効果とその補正

WIND TUNNEL BLOCKAGE EFFECT AND ITS CORRECTION ON DRAG COEFFICIENT OF TWO-DIMENSIONAL BODIES

加藤真志*・武田勝昭**・村田 守***

By Masashi KATOH, Katsuaki TAKEDA and Mamoru MURATA

This paper deals with the applicability of Maskell's theory to porous plate and truss girder through which air stream can blow, and also to hexagonal section. The applicability was certainly proved for all sections within the range of blockage ratio studied in this test. The blockage effect is not negligible even at 5% blockage ratio. Its effect is especially large for the section which has large porous ratio. To make the correction method practical for various types of sections, the general expression of the blockage factor was attempted. From the results of this test, the generalization was successfully carried out by introducing drag coefficient defined by model outlined area in place of model projected area.

Keywords: blockage ratio, blockage effect, porous ratio

1. 緒 言

橋梁、建築物、海洋構造物などの大型構造物を対象に実機の風荷重を評価する際には、その何分の1かの模型を製作し、風洞実験によって得られた空気力を、実機の値に換算するという手法が多くの場合用いられる。ところが風洞のように人工壁で囲まれた流路内に模型を設置すると、模型による流路の閉塞 (solid blockage)、および模型後流の wake による見掛け上の流路の閉塞 (wake blockage) によって流路の有効断面積が減少するため、模型付近の動圧が上昇し、壁のない自然気流中に比べ、測定される空気力が大きめに評価されることが一般的に認められている。

航空学の分野で対象となる、流れの剥離がほとんど生じないとみなし得る流線形物体の閉塞 (ブロックage) 効果の補正については、ポテンシャル流を仮定した理論的な補正式が、かなり広範囲のブロックage効果の補正に適用できるように、系統化された形でまとめられている¹⁾。一方、剥離を伴う鈍い物体のブロックage効果に

ついては、風軸に対して垂直に設置された平板を対象にした Maskell²⁾の研究がある。Maskell は、物体後流側の剥離領域を、再付着を伴わない完全死水域とみなす bluff-body wake model と仮定し、物体の上流面と下流面で運動量方程式をたて、理論的な手法で二次元平板、正方形板など after body を有しない物体に関する補正式とその具体的なパラメーター (補正係数) を得た。この平板に関する研究成果は失速翼の抗力補正にも応用された。その後大型構造物の構成部材、あるいは全体形状として多くみられる角柱物体のブロックage補正に、その形状に固有な補正係数を用いることによって、すなわち Maskell の方法を拡張した形で適用が可能であることが明らかにされた^{3), 4)}。Awbi⁵⁾は、二次元角柱の辺長比を種々の値に変化させた実験を行い、辺長比と Maskell の補正係数の関係を明らかなものにしていく。これらはすべて一樣流中の空気力に主眼を置いたものである。境界層乱流中のブロックage効果について論じたものとしては、Castro and Fackrell⁶⁾や、McKeon and Melbourne⁷⁾らの研究がある。

その他には、実験時における閉塞率の上限を調査することを目的とした研究も行われているが^{8), 9)}、一応の目安となる値は得られているものの、対象としている模型形状も千差万別であり、一般論を得るには至っていない。

* 正会員 (株)NKK 技術開発本部応用技術研究所 耐風構造研究室 (〒210 川崎市川崎区南渡田町1-1)

** 正会員 同上主任部員

*** (株)NKK 技術開発本部企画部主任部員
(〒100 千代田区丸の内1-1-2)

「本州四国連絡橋風洞試験要領（1980）・同解説」¹⁰⁾は模型の閉塞率を5%以内に規定しており、建築物¹¹⁾、海洋構造物¹²⁾など土木分野以外の試験規定においても閉塞率5%がおおむねその目安とされているものが多い。したがって、どれほどの閉塞率であればブロッケージ効果が無視できるのか、また、ブロッケージ効果は無視できなくとも、その補正は可能なのかを明らかにする必要がある。そして、5%以内の閉塞率でもブロッケージ効果が無視できない場合、補正法が実用化されることが強く望まれる。

本論文は、静的3分力試験等に多く用いられる基本的な二次元模型の、一様流中における空気力に関するブロッケージ効果の補正法を確立することを第一の目的とした。そして未だMaskellの方法が適用できるか否か明らかにされていないトラス構造、偏平六角形断面などについて重点的にその可能性を実証し、対象としたすべての断面について補正係数を一般化することにより、補正法の一般化、実用化を試みるものである。

2. Maskellの補正式²⁾の概要

Maskellの補正式はすでに広く知られているが、本論文は、Maskellの補正法の拡張に重点を置いており、本文中でもそれを参照することが多いため、ここで簡単に述べておく。

一般的に知られているMaskellの補正式は式(1)のように表わされる。

$$\Delta q/q = \varepsilon \cdot C_D S/C \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 q ：風洞流路の代表動圧

Δq ：ブロッケージによる有効動圧増分

S ：風軸方向への模型投影面積

C ：風洞断面積

S/C ：閉塞率

C_D ：抗力係数

ε ：補正係数

この式の基本的な考え方は、ブロッケージによる動圧増分を補正することによって、空気力に含まれるブロッケージ効果による影響を除去しようとするものである。ここで、添字 C をブロッケージの修正が施されたもの、すなわち $S/C \rightarrow 0$ の条件の下で得られるものであるとすれば、 C_{DC} は壁のない自然気流中における真の抗力係数を表わす。式(1)より、 C_D と C_{DC} について、式(2)あるいは式(3)の関係が成り立つ。

$$C_D/C_{DC} = (q + \Delta q)/q = 1 + \varepsilon \cdot C_D S/C \dots\dots\dots (2)$$

$$C_{DC} = C_D \cdot [1 + \varepsilon \cdot (C_D S/C)]^{-1} \dots\dots\dots (3)$$

Maskellの方法による補正法は式(3)によって行う。これを可能にするためには、次の2つの条件が必要である。第一に、対象とする物体形状に固有な ε が明らか

じめわかっていること、第二に C_D と $C_D S/C$ の間に線形関係が成立していること、すなわち ε が定数になっていることである。線形関係が保証されていれば、任意の S/C における測定値 C_D 、 ε を用いて容易に真値 C_{DC} が得られる。

ε については、Maskellが二次元平板で $\varepsilon \approx 1.0$ 、三次元的な回り込みがある正方形板で $\varepsilon \approx 2.5$ という値を提唱しているほか、Melbourne⁷⁾、Awbi⁵⁾らが主に角柱に関して、その断面形状をパラメータにした補正係数を求めている。 ε を実験的に求める方法は $C_D \sim C_D S/C$ の線形性を利用する。ただしこの場合、 S/C が線形性の保証される範囲内に納まっている必要がある。この範囲内で S/C を数種類の値に変化させ、各 S/C における測定値 C_D を得、 $C_D \sim C_D S/C$ の間で回帰曲線を求める。式(2)から明らかのように、この1次曲線の切片が C_{DC} 、傾きが $C_{DC} \cdot \varepsilon$ に相当する。

C_D と $C_D S/C$ の線形性については、式(3)の誘導過程について若干論ずる必要がある。Maskellはwakeを完全死水域とみなすbluff-body wake modelを仮定し、式(4)を導いた。

$$C_D/C_{DC} = 1 + \varepsilon \cdot (C_D S/C) + O \cdot (S/C)^2 \dots\dots\dots (4)$$

式(4)は物体上・下流面の運動量方程式をベースとしており、式(5)に示されるMaskellの不変量が仮定されている。

$$C_D/k^2 = \text{const.} \dots\dots\dots (5)$$

なお、この不変量は「物体回りの圧力分布形状が閉塞率によらず相似形になる」という仮定のもとで成り立つものである。ここで k^2 は、背圧係数 $C_{pb} = 1 - k^2$ で定義されるものであり、かつ、 k はbluff-body wake modelのwake境界面流速の流路平均流速に対する比を表わすものである。したがって、式(3)を線形式とみなし得るためには、式(4)において $O \cdot (S/C)^2$ が無視できること、 C_D/k^2 が閉塞率によらず一定であることが必要であるが、この2つの条件は互いに独立ではない。この閉塞率の線形範囲について、Maskellは正方形板で4.5%まで、二次元平板で9.5%未満、Melbourne⁷⁾は円形板について20%未満など、実験データに基づく見解が得られている。両者ともに、線形性が保たれない原因として、閉塞率があまりに大きいと背面の圧力分布形状の相似性が崩れるという考察が行われている。

3. 実験方法

本論文では、二次元模型に関する補正法を汎用化するため、種々の断面形について補正係数を収集し、その一般化を図ることを目的とする。そこで、2.で述べたように、閉塞率 S/C を変化させる方法によって補正係数 ε を求める。

閉塞率を変化させるため、次の2つの方法を用いた。

① 相似模型法……模型投影面積 S を変化させることにより、閉塞率を変化させる。

② 仮設風洞壁法……実験に用いた風洞は、幅2m、高さ3mの縦長の測定胴断面を有している。この天井、床にそれぞれ仮設天井、床を設置し、風洞の有効高さを変化させることによって、閉塞率を変化させる (Fig. 1)。

なお、①、②いずれの方法においても、二次元模型は、高さ3mの測定胴の中央に相当する位置に、水平方向に設置する。

気流は1.で述べたように、一様流とした。風洞の測定胴をそのまま用いる場合 (有効高さ3m) には、風速分布の平均風速に対する偏差0.5%以内¹³⁾である。今回用いた有効高さ2.0m、1.5mの場合においても壁面近傍を除き、偏差1%以内で風速分布の一様性が確認されており、一様流としての性質を満足している (Fig. 2)。

模型位置の動圧は、空気力係数の無次元化の際に必要となるのでこの評価法は重要である。本論文では風洞流路上で流量が一定であるという性質を利用し Fig. 1の縮流胴断面A, Bに静圧孔を設け、両断面の静圧差と模型位置の動圧との対応関係を求め、模型位置の動圧を推定した。なお、A, B両断面の静圧は、各断面に静圧孔を

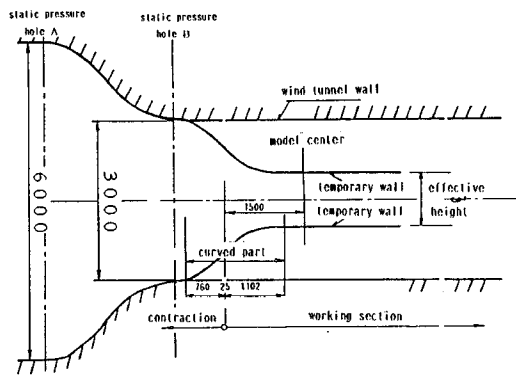


Fig. 1 Experimental setup for variable effective height of wind tunnel (unit : mm).

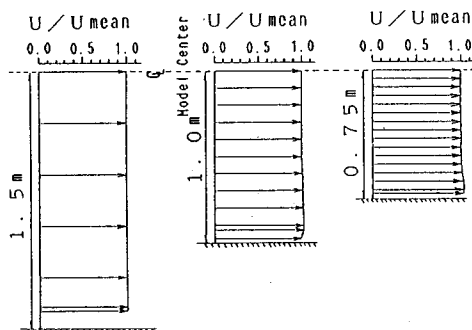


Fig. 2 Mean wind speed profile.

それぞれ4点ずつ設け、その平均値によって評価した。

空気力の測定には六分力天秤を用いた。なお、迎角変化に対する検討は行っておらず、すべての基準とするのはその模型に定義される迎角0°のみである。また、端板抗力の除去は、すべてのケースについて行っておらず、すべて端板抗力を含んだ状態での比較になっている。端板抗力の全抗力に占める割合は、約1%であることを実験的に確認している。

なお、レイノルズ数は各模型ごとに一致させることとし、仮設風洞壁法を用いる場合は同一風速で、相似模型法を用いる場合には縮尺に応じて実験風速を変えて実験を行った。

4. 実験ケース

あらゆる種類の断面形状についてデータを収集することが望ましいが、本論文では、大きくは次の4ケースを対象とした。

(1) 有孔板 (PC シリーズ)

模型名はPC (plate with circle holes) とし、充実率を5種類 (PC1~PC5)、各充実率の模型について模型高さを3種類 (H1~H3) 用意した。このシリーズは、Maskell²⁾が実証した風に垂直に設置された平板のみならず、それに円孔を開け、風が吹き抜けるものについてもMaskellの補正が適用できるものか否かを調べるために行ったものである。

模型の形状を Fig. 3に、諸元を Table 1に示す。基本的には、仮設風洞壁は設置せず、原風洞断面で相似模型法によって実験を行った。表中、H1のケースは、レイノルズ数を一致させるために25 m/sの実験風速が必要であったが、模型がこの風速に耐えられなかったため、やむを得ず15 m/sとした。このシリーズのように、流れが剥離後再付着しないものは、レイノルズ数の影響をほとんど受けないことが予想される。念のため、模型が壊れない風速 (5~15 m/s) で、抗力係数がレイノルズ数の影響を受けないことを確認した。本論文で風速を所要値に設定できなかったのは、このH1のシリーズのみである。

(2) トラス桁 (TRS シリーズ)

有孔板と同じく模型の中を風が吹き抜けるトラス桁に、Maskellの補正法が適用可能かどうか調べることを目的とした。模型名はTRS (truss girder) である。ただし、橋梁を対象としたトラス桁であるため、上路は床版を想定したアルミ板で完全に閉塞し、さらに地覆、ガードレール等も模型化した。相似模型を製作するのは困難なため、模型は1体のみで、仮設風洞壁法を用いた。トラス部材の太さの違いによる充実率の影響を調べるため、部材太さに相当する部分を残して切り欠き穴を開け

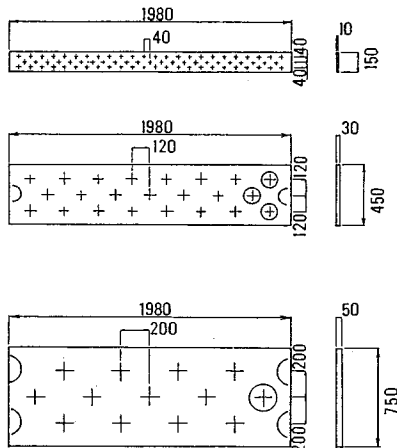


Fig. 3 Porous plate models.

Table 1 Dimensions of porous plate models.

Model	Diameter of Circle (mm)	Model Reference Area(m ²)	Solidity Ratio (%)	Test Wind Speed (m/s)
PC1 Series	PC1H1	0.297	100.0	15.0
	PC1H2	0.891	100.0	8.3
	PC1H3	1.485	100.0	5.0
PC2 Series	PC2H1	2.0	92.3	15.0
	PC2H2	6.0	92.3	8.3
	PC2H3	10.0	92.8	5.0
PC3 Series	PC3H1	2.5	87.9	15.0
	PC3H2	7.5	88.0	8.3
	PC3H3	12.5	88.6	5.0
PC4 Series	PC4H1	3.0	82.6	15.0
	PC4H2	9.0	82.9	8.3
PC5 Series	PC5H1	1.50	83.9	5.0
	PC5H2	4.0	69.1	15.0
PC5 Series	PC5H2	1.20	69.4	8.3
	PC5H3	2.00	69.9	5.0

たアルミ板を上, 下流側の風に垂直なトラス側面に貼り付けた。このとき充実率を5種類変化させた。模型の基本骨組寸法, 模型諸元を Fig. 4, Table 2 に示す。TRS に続く数字は概略の充実率を表わしている。TRS 20 は側面にアルミ板を貼らない原型のトラス桁である。切り欠き穴を開けていない充実したアルミ板を桁両側面から貼り, 風軸方向には全く塞ぎ100%の充実率としたものを TRS 100 とした。充実率の変化を与える際に, トラス桁の上, 下面は各ケース同じで変化させていない。抗力係数の無次元化は通常の方法¹⁰⁾, すなわち桁を真横からみた場合の投影面積によって行っている。

(3) 矩形断面 (REC), 偏平六角形断面 (HEX)

Awbi⁹⁾は種々の辺長比 B/H (Fig. 5) の矩形断面に対する補正係数をすでに明らかにしているため, 本論文では $B/H=2$ の矩形断面に着目し, この模型について, 閉塞率を約1~10%の範囲で小刻みに変化させる実験を

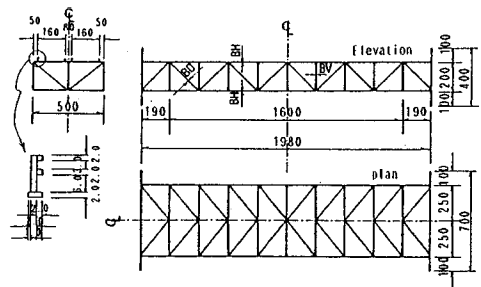


Fig. 4 Truss girder models (unit : mm).

Table 2 Dimensions of truss girder models.

Model	Model Reference Area (m ²)	Solidity Ratio (%)	Test Wind Speed (m/s)	BV (m)	BH (m)	BD (m)
TRS20	0.096	22.2	10.0	0.009	0.009	0.009
TRS40	0.184	42.6	10.0	0.024	0.014	0.028
TRS60	0.269	62.3	10.0	0.040	0.024	0.042
TRS80	0.351	81.2	10.0	0.060	0.042	0.056
TRS100	0.432	100.0	10.0	—	—	—

行った。これは, Awbi が対象とした $B/H=2$ の矩形断面の閉塞率が約6~26%であり, 1,2% という極小の閉塞率範囲から実験を行っていないこと, また, この範囲の閉塞率について線形性を厳重に調査することによって, 工学的な実験時閉塞率の上限値を調べることを目的としたためである。

bluff な形状にフェアリングを取り付け, 物体回りの流れをスムーズにした六角形断面についても実験を行った。これは, このような形状が橋梁断面に多く用いられるにもかかわらず, そのブロッケージ効果について調べた例が見当たらないためである。

模型名は, 矩形断面を REC (rectangular section), 偏平六角形断面を HEX (hexagonal section) とした。REC, HEX の断面形状, 諸元は Fig. 5, Table 3 に示す。HEX は REC に三角形フェアリングを取り付けたものなので, 両者の実験ケース, 閉塞率等は同一である。このシリーズでは REC, HEX とともに小, 中, 大3種類の模型 (REC 1~3, HEX 1~3) を用いたが, 各ケースについて仮設風洞壁法により風洞断面積を3種類変化させたので, 両シリーズともに9個のデータを得ている。

本論文で対象としたケースのうち, REC, HEX, PC シリーズについては, 模型のアスペクト比 (模型長/模型幅・高さ) の異なったもの間で比較を行っている。そこで実験前に, 模型軸方向に平均背圧係数分布, 後流の平均流速を測定し, 端板のごく近傍を除く, 模型スパンのほとんどの部分で, 気流の二次元性が確保されていることを確認した。したがって, 抗力係数に及ぼす模型のアスペクト比の影響はなく, ブロッケージ効果の影響のみが定量的に得られるものと判断し, 実験を進め

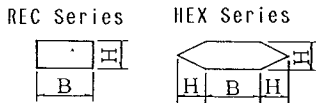


Fig. 5 Cross sections of REC and HEX models.

Table 3 Dimensions of REC and HEX models.

Model	B (mm)	H (mm)	Model Reference Area (m ²)	Test Wind Speed (m/s)
REC1	60	30	0.0594	25.0
REC2	150	75	0.1485	10.0
REC3	300	150	0.2970	5.0
HEX1	60	30	0.0594	25.0
HEX2	150	75	0.1485	10.0
HEX3	300	150	0.2970	5.0

た。

5. 実験結果および考察

4. で示した有孔板 PC, トラス桁 TRS, 矩形断面 REC, 偏平六角形断面 HEX 各シリーズの実験結果を Fig. 6~8 に示す。これらすべてのシリーズについて、相似模型法, 仮設風洞壁法のいずれの方法を用いた結果も, 本実験で対象とした閉塞率の範囲では $C_D \sim C_D S/C$ は線形的であり, 式 (4) において S/C の高次項が無視できる関係が成立している。これは Maskell²⁾ が対象とした平板, Awbi³⁾ の矩形柱のみならず, 模型の中を風が吹き抜けるもの, さらに六角形断面についても相似模型法, 仮設風洞壁法等を用いて S/C を変化させてデータを得れば, その切片値によって C_{Dc} が精度良く求まることを示している。特に充実平板である PC 1 は $S/C \rightarrow 0$ で平板の抗力係数 2.0 に収束しており, 切片値 C_{Dc} が精度良く求まっている (Fig. 6)。

実験を行う前に, 相似模型法と仮設風洞壁法が全く同一の条件下で閉塞率を変化させたことになるのかという懸念があった。それは, 原風洞断面で相似模型を用いて実験を行う相似模型法に対し, 仮設風洞壁法は同一模型を用いて風洞断面を変化させる方法であり, 方法的に大きな違いがあるからである。しかし, PC 5 で仮設風洞壁法による実験を行ったもの (Fig. 6) が相似模型法と全く同じ直線に乗ったこと, 相似模型法と仮設風洞壁法を混合して用いた REC, HEX の実験結果 (Fig. 8) が全くほぼ同一の直線に乗っていることから, 仮設風洞壁法と相似模型法は同一条件下での閉塞率の変化法と考えてよいと思われる。

Table 4 には 4. で述べた各シリーズの閉塞率実験範囲, および閉塞率 5% における抗力係数とその真値に対する比を示した。各シリーズにおいて 5% ちょうどの閉塞率における実験は行っていないため, 実験で得られた

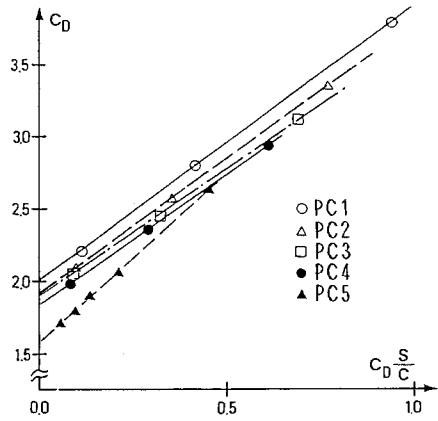


Fig. 6 C_D vs $C_D S/C$ on porous plate models.

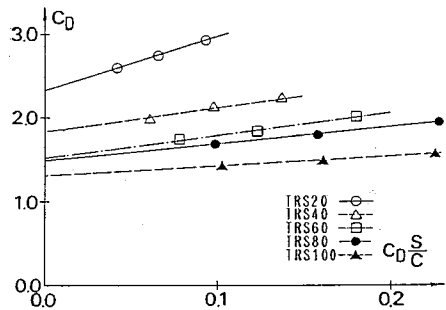


Fig. 7 C_D vs $C_D S/C$ on truss girder models.

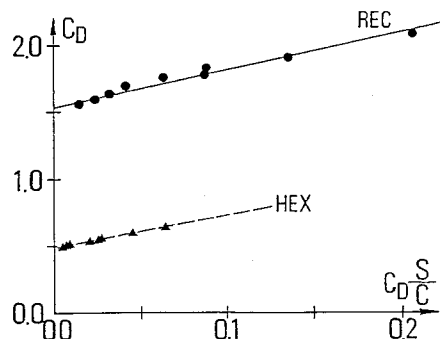


Fig. 8 C_D vs $C_D S/C$ on REC and HEX models.

回帰曲線により, 5% における抗力係数を推定したものである。真値 C_{Dc} は回帰曲線の切片値である。少なくとも, 同表に示される閉塞率範囲内では $C_D \sim C_D S/C$ の線形関係が保持されることが明らかになったわけである。これ以上の閉塞率においても, 線形性の保持される可能性は残されている。特に平板 PC 1 (Fig. 6) について, 25% まで線形性が保持されたことは, Maskell²⁾ の結果 (9.5% 未満) と比べても, 非常に大きいものである。空気力評価のうえで, 工学的に問題視されない閉塞率の上限値については, REC, HEX の実験結果 (Fig. 8)

Table 4 Range of blockage ratio and blockage effect at 5% blockage ratio.

Model Type	Model Name	Solidity Ratio (%)	Blockage Ratio (%)	C_D/C_{Dc} (K/S/C=5%)
Porous Plate	PC1	100	5.0~25	1.10
	PC2	93	4.6~23	1.10
	PC3	88	4.4~22	1.10
	PC4	83	4.1~21	1.10
	PC5	70	3.4~17	1.13
Truss Girder	TRS100	100	7.2~14	1.06
	TRS80	80	5.9~12	1.11
	TRS60	60	4.5~9.0	1.15
	TRS40	40	3.1~6.1	1.19
	TRS20	20	1.6~3.2	1.48
Rectangular Section	REC	100	0.99~9.9	1.15
Hexagonal Section	HEX	100	0.99~9.9	1.15

からもわかるように、0%の閉塞率でない限り、必ずブロッケー効果の影響は認められており、許容誤差をどれほど見込むかによってその判断基準は変わってくる。いずれにしても、5%の閉塞率では、少なくとも10%程度の抗力係数の割増しが認められることがわかった。PC、TRS各シリーズについて、 $C_D \sim C_D S/C$ の回帰曲線から求めた ε をその充実率 ϕ に応じてまとめたものがFig. 9である。横軸は $100-\phi$ 、すなわち、模型の気流吹き抜け部の外郭面積に対する割合である。 $C_D \sim C_D S/C$ は結局、Maskellの式(4)で高次項が無視できる線形関係が成立するものの、 ε はおおの異なっており、その模型の形状により固有の ε を有するということがわかる。同図によると、 $100-\phi$ と ε は放物線的に結ばれる関係がある。放物線を仮定し、最小2乗近似を行うと図中のような推定式が得られる。このときの定数項0.98は ϕ が100%のときの値であるが、Maskellの二次元平板の結果(0.96)²⁾とほぼ合致している。結局、1枚板のPCと、立体的なTRSは同じ曲線上で定義付けられるという便宜上好ましい結果が得られた。ただし、前述のようにMaskellのbluff-body wake modelによると、 $\varepsilon=1/(k_c^2-1)$ であり、 ϕ が0%に近づくと、剥離せん断層の流速は流路流速に近づくため、 $k_c \rightarrow 1$ 、 $\varepsilon \rightarrow \infty$ となり、Fig. 9中の放物線式による推定値とは一致しない。したがって、本論文で実験を行っていない充実率20%以下における ε をも、この曲線で推定することは適当でないと考えられる。

TRSシリーズについて、ブロッケー補正をしていない測定値(Fig. 7から)と、Fig. 9の曲線を用いた補正値をFig. 10に示す。本州四国連絡橋耐風設計基準(1976)・同解説¹⁴⁾には、トラス桁の抗力係数と充実率

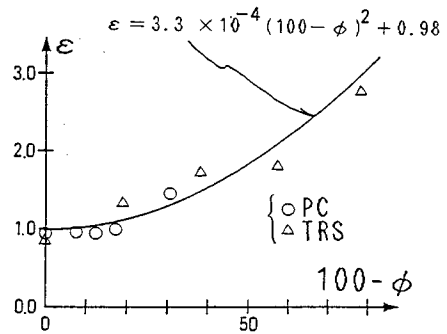


Fig. 9 Relation between blockage factor and solidity ratio.

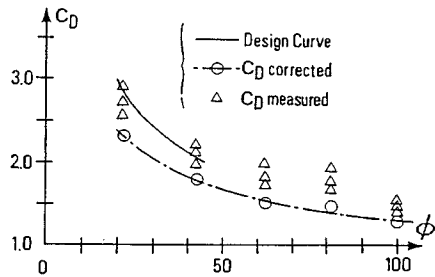


Fig. 10 Relation between drag coefficient and solidity ratio on truss girder models.

ϕ の関係が $\phi=20\sim45\%$ の範囲で与えられており、このカーブも比較のために同図に載せた。ただしこのカーブは、閉塞率を5%以下に保ち、ブロッケー効果を補正していない多くの実験データから得られたものである。補正を施していない測定値は抗力係数推定曲線にほぼ一致しているが、補正を施すと同基準の曲線よりも30~40%小さい抗力係数になる。今回の少ない実験データで断言するのは難しいが、本四基準の曲線は補正値を基準に考えると C_D をかなり過大評価しているものと思われる。Table 4にも示されるように、トラスのブロッケー効果は顕著に現われているのがわかる。TRS 40、TRS 20はトラス橋としては最も多くみられるものであるにもかかわらず、特にTRS 20は5%の閉塞率で48%もブロッケー効果による割増しがみられる。そして充実率が小さいほど、ブロッケー効果の影響が顕著になっている。たとえばTRS 20の投影面積で定義した閉塞率が5%であるとすれば、外郭面積で定義される閉塞率は25%になる。したがって、模型外縁から剥がれる流線は風洞壁にかなり接近することになり、ブロッケー効果が大きく生ずることになる。TRS 20でブロッケー効果が顕著に現われたのはこのためであり、トラスのような、内部を風が吹き抜ける構造に対しては、閉塞率の上限を、外郭面積によって抑えるべきではないかと思われる。

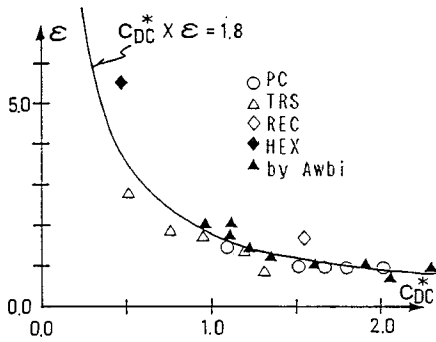


Fig. 11 Relation between blockage factor and drag coefficient defined by model outlined area.

これまで論じてきた C_D , C_{DC} はすべて模型の投影面積で定義したものであるが、ここで投影面積の代わりに外郭面積によって C_{DC} を C_{DC}^* と定義し直すことにする。これは、実質の見付け面積で抗力係数を無次元化するよりも、外郭面積で無次元化の方が、模型の大きさと流路抵抗の関係が一般的に比較しやすいからである¹⁵⁾。Fig. 11 は、 C_{DC}^* と ϵ の関係を示したものである。また同図には、矩形断面の幅の高さに対する比 B/H をパラメトリックに変えた A_{wbi} ⁵⁾ の実験結果も加えた。同図より、 A_{wbi} の結果および本論文の PC, TRS, REC, HEX に関するすべての ϵ が、 C_{DC}^* とある曲線で関係付けられることがわかる。本論文ではこの関係式として、同図に示す式による曲線を描いた。少々のはらつきはあるが、Fig. 9 の曲線では定義できなかった REC, HEX や A_{wbi} の結果⁵⁾ から得られる ϵ が、充実率 100% の模型についても、一応 1 つの曲線上で定義できたことになる。ただしこの式は、少なくともデータが得られている C_{DC}^* の領域 ($0.5 \leq C_{DC}^* \leq 2.0$) では有効であると思われるが、0 付近や 2 以上の領域についても有効であるとは断言できない。

次に Fig. 11 の式を用いて測定値 C_D を真値 C_{DC} に補正する方法について述べる。まず測定値 C_D を外郭面積で定義し直し、第一次近似値としてこれを C_{DC}^* と仮定する。この C_{DC}^* と Fig. 11 の式より ϵ を得、2. の式 (3) で C_{DC} を得る。次にこの C_{DC} から再び C_{DC}^* を得、それを用いて得られる ϵ から C_{DC} を計算するという作業を繰り返すと、 C_{DC} はある値に収束する。Table 5 は、本論文で対象とした各模型について、繰り返し計算を 3 回行ったもの、また収束するまで計算を繰り返したものを載せたものである。 $C_D \sim C_D S/C$ の切片値を真値 C_{DC} として同表に載せた。計算の対象としては、最も補正が困難であると思われる、各模型で最も大きい閉塞率の条件で得られた測定値を選んだ。同表の結果から、各模型とも、3 回程度の繰り返し計算で、十分に収束値に近い補

Table 5 Comparison of intercept (true) value with corrected value according to blockage factor estimation curve.

Model	measured C_D (at S/C [%])	corrected C_D (3rd iteration)	corrected C_D (converged)	C_{DC} [1]
PC1	3.79 (24.8)	2.18	2.10	2.01
PC2	3.35 (23.0)	1.94	1.86	1.92
PC3	3.14 (22.0)	1.80	1.73	1.90
PC4	2.94 (20.8)	1.68	1.61	1.83
PC5	2.63 (17.3)	1.52	1.46	1.58
TRS100	1.57 (14.4)	1.17	1.16	1.31
TRS80	1.95 (11.7)	1.45	1.44	1.48
TRS60	2.01 (9.0)	1.49	1.49	1.52
TRS40	2.23 (6.1)	1.66	1.66	1.79
TRS20	2.92 (3.2)	2.17	2.16	2.32
REC	2.08 (9.9)	1.71	1.71	1.53
HEX	0.65 (9.9)	0.54	0.53	0.48

[1]: intercept of $C_D \sim C_D S/C$

正値が得られることがわかる。 $C_D \sim C_D S/C$ の切片値 C_{DC} と、 C_D の補正値には多少のずれがあるが、これは Fig. 11 の各ケースの ϵ がばらつきを有しているにもかかわらず、 $C_{DC}^* \times \epsilon = 1.8$ という式を用いて補正を行ったためである。

6. 結 論

本論文で得られた結論は以下のとおりである。

(1) Maskell が補正係数を得ていない、模型の中を風が吹き抜ける有孔板や、トラス桁に関しても、20~100% の充実率における補正係数 ϵ の推定式を得ることができ、Maskell の方法を拡張した形で適用できることがわかった。

(2) 充実率 100% の充実断面である 1:2 矩形断面と偏平 6 角形断面の ϵ は、(1) の曲線から除外される。このような形状の模型については、 ϵ を充実率で一般化することはできないが、少なくとも 10% 以内の閉塞率においては、閉塞率を数種変化させて実験を行えば、 $C_D \sim C_D S/C$ の線形関係から ϵ , C_{DC} を得ることができ

(3) 抗力係数の真値を模型投影面積ではなく外郭面積で無次元化すると、今回実験で得られたすべてのデータ(上記(2)の 1:2 矩形断面, 偏平 6 角形断面を含む)および A_{wbi} の矩形断面のデータについて、この抗力係数と補正係数 ϵ が関係付けられる曲線が得られた。この抗力係数は補正すべき目標値であるから、厳密に言えばこの曲線を用いるためには、繰り返し計算が必要であるが、3 回程度の繰り返し計算で、比較的良好な補正が可能であることがわかった。

(4) トラス桁の抗力係数は、本四・風洞試験要領に規定される閉塞率 5% で、10% あるいはそれ以上過大

評価されている。本論文で得られた測定値を補正したものは、本四・耐風設計基準に示されるトラス桁の抗力係数推定曲線を30%程度下回った。

(5) 20~40%の充実率を有するトラス桁の、閉塞率5%における抗力係数には、相当なブロッケージ効果が含まれる。したがって、外郭面積に対し充実率が小さいものについては、実際の投影面積ではなく、外郭面積によって、閉塞率の上限値を規定すべきではないかと考えられる。

謝 辞：本論文を作成するにあたり、実験計画から最後のまとめに至るまで、終始適切なアドバイスをして下さった東京大学名誉教授 中口 博先生に感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) Alan Pope, John J. Harper : Low-Speed Wind Tunnel Testing, John Wiley & Sons, Inc., pp. 300~377, 1966.
- 2) Maskell, E.C. : A theory of the blockage effects on bluff bodies and stalled wings in a closed wind tunnel, R & M, No. 3400, ARC, 1963.
- 3) Cowdrey, C.F. : The application of Maskell's theory of wind-tunnel blockage to very large solid models, NPL Aero Report 1247, 1967.
- 4) Sykes, D.M. : Blockage corrections for large bluff bodies in wind tunnels, Advances in Road Vehicle Aerodynamics, BHRA Fluid Eng., 1973.
- 5) Awbi, H.B. : Wind-tunnel-wall constraint on two-dimensional rectangular-section prisms, J. of Industrial Aerodynamics, Vol. 3, pp. 285~306, 1978.
- 6) Castro, L.P. and Fackrell, J.E. : A note on two-dimensional fence flows, with emphasis on wall constraint, J. of Industrial Aerodynamics, Vol. 3, pp. 1~20, 1978.
- 7) McKeon, R.J. and Melbourne, W.H. : Wind tunnel blockage effects and drag on bluff bodies in a rough wall boundary layer, Proc. 3rd International Conference on Wind Effects on Buildings and Structures, Tokyo, pp. 263~272, 1971.
- 8) 村上周三, ほか : 建物周辺気流に関する実験的研究 (VI), 日本建築学会論文報告集, 第 232 号, 昭和 50 年 6 月.
- 9) Hunt, A. : Wind-tunnel measurements of surface pressures on cubic building models at several scales, J. of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 10, pp. 137~163, 1982.
- 10) 本州四国連絡橋公団 : 本州四国連絡橋風洞試験要領 (1980)・同解説, p. 14, 昭和 55 年 6 月.
- 11) 日本建築総合試験所 : 建築物風洞実験の手引き—風洞実験委員会報告書一, pp. 42~47, 昭和 63 年 1 月.
- 12) Norwegian Maritime Directorate : Regulations for mobile drilling platforms with installations and equipment, Wind tunnel procedure (1973), § 6 Stability (1982).
- 13) 辻 松雄, ほか : 構造物用風洞実験設備, 日本鋼管技報, No. 67, pp. 81~89, 昭和 50 年 6 月.
- 14) 本州四国連絡橋公団 : 本州四国連絡橋耐風設計基準 (1976)・同解説, pp. 10~11, 昭和 55 年 6 月.
- 15) 中口 博, ほか : トラス構造塔体の静的風圧荷重, 日本航空学会誌, 第 12 卷, 第 121 号, pp. 29~36, 1964.
(1988.11.21・受付)