

377.5

K-11

1-148

マルチストランド方式斜張橋斜材の 空力特性に関する研究



2001 年 2 月

九州工業大学附属図書館



0010458982

九州工業大学大学院 工学研究科
設計生産工学専攻 博士後期課程 2年

田中 英之

論文要旨

氏名 田中 英之

論文題名

マルチストランド方式斜張橋斜材の空力特性に関する研究

斜張橋の概念は古くから存在していたが、その構造特性の複雑さから、多く建設されるようになったのは、電子計算機の発達と構造解析技術の進歩が著しいここ数十年のことである。近年では、最大支間長 890m の多々羅大橋に見られるように長大斜張橋と呼ばれる斜張橋も架設されており、吊橋に次ぐ長大橋構造の仲間入りを果たしている。特に、ここ十年の間に斜張橋の支間は 500m 近くも伸ばされており、その技術革新には目を見張るものがある。中でも、高強度で防食性に優れたケーブルの開発は斜張橋の発展に大きく貢献してきた。

しかし、耐久性の向上を目的として、束ねた素線の外側をポリエチレン等によって防食被覆したケーブルの外形は一般に滑らかな円形断面を形成している。そのような円形断面を有するケーブルでは、渦励振やレインバイブレーションのような風による振動の発生が問題となっており、さまざまな対策が検討されている。

風によるケーブル振動の制振方法としては、ケーブルの相互連結やダンパーの設置といった付加的な装置を取り付ける構造的制振対策とケーブルの断面形状を変化させることによって振動を抑制する空力的制振対策がある。このうち構造的制振対策に関しては、多くの橋梁で採用され実績も残しているが、面外の振動に対処できないことや長大斜張橋では十分な制振効果が得られないといった性能上の問題の他、メンテナンス等の維持費がかかるなどの経済的な問題もある。このような構造的制振対策の制振性能の限界、経済性の問題から空力的制振対策の重要性が増している。空力的制振対策としては、ケーブル表面の PE 管を加工してケーブル表面に平行突起や溝を設けたケーブルが弓削大橋や東神戸大橋で採用されており、レインバイブレーションや渦励振に対してその効果が確認されている。また、多々羅大橋で用いられているインデントケーブルでは制振効果とともに抗力係数の低減効果も報告されている。しかし、被覆管の加工には製作性、経済性の面で改善の余地があると考えられる。今後、長大化による橋梁全体のコストアップを考慮すると、あらゆる面でのコストの縮減が必要であり、ケーブルに関しても例外ではない。

そこで、本研究では、同一径のストランドを多数本用いることにより経済性を見込めるマルチストランドケーブルの提案を行い、その断面形状を工夫することにより空力特性を改善することを考えている。また、マルチストランドケーブル

では、降雨時に水路が固定されるため、レインバイブレーションを抑制できる可能性がある。このマルチストランドケーブルの空力特性について風洞実験による検討を行った。

さらに、マルチストランドを束ねる役目をし、剥離の同時性を乱して空力安定性を得ることを目的として、その外周に螺旋状に素線ストランドを巻き付けた場合についての風洞実験も行った。その結果から、螺旋状に巻き付けたストランド(以下、ヘリカルストランド)の空力特性に対する有効性について検討を加えた。

以下に本論文の内容を示す。

第1章は序論であり、斜張橋ケーブルで問題になっている風によるケーブルの挙動について触れ、制振対策として空力的制振対策の有効性を示している。また、本研究で提案したマルチストランドケーブルの概要についても示している。

第2章では、本研究で扱う問題に関する既往の研究成果について述べ、実橋に採用されている空力的制振対策を施した斜張橋ケーブルの制振機構について触れ、本研究の位置付けを明らかにしている。

第3章では、マルチストランドケーブルのストランド配置を変更した場合の応答特性および静的空気力特性を、風洞実験を通して明らかにしている。さらに、可視化実験を行い、剥離点形状と後流の関係から、空力的な安定性のメカニズムを検討している。その結果、剥離点の形状により、発散型の振動が発生するケースと限定型の振動が発生するケースの2通りのストランド配置が確認された。また、後者のストランド配置では、他の空力的制振対策が施された斜張橋ケーブルの場合と同様に、臨界レイノルズ数を低下させる効果が認められた。

第4章では、ヘリカルストランド設置時の後流の流速測定および定常圧力測定の結果から静的特性について、非定常圧力測定の結果から動的特性について詳しく検討を加え、ヘリカルストランドの有効性を示している。その結果、ヘリカルストランドを巻きつけることによって、高風速域での限定型の振動に対してはかなり大きな制振効果が得られることが確認された。また、ヘリカルストランドのピッチ間隔を大きくして巻きつけた場合では、さらに風荷重が低減される。

第5章では、マルチストランドケーブルに水平偏角を与えた状態の空力特性を明らかにするために、水平偏角を持たせた状態で上下たわみ1自由度応答実験を行っている。また、水平偏角がついた場合の圧力測定実験も行い、空力弾性振動のメカニズムを明らかにしている。その結果、ヘリカルストランドがない場合では、マルチストランドケーブルは不安定な応答特性を有していたが、ヘリカルストランドを巻きつけることで空力的に安定化することが確認された。

第6章では、各章において得られた成果を要約し、本論文の結論とした。

もくじ

第1章 序論	i-1
1.1 研究の背景	i-1
1.2 研究の目的および構成	i-2
第2章 ケーブルの空力特性に関する既往の研究	ii-1
2.1 風により生じるケーブルの挙動	ii-1
2.1.1 動的な現象	ii-1
2.1.2 静的な現象	ii-8
2.2 空力的制振対策	ii-9
2.2.1 並列ケーブルの間隔調整による制振	ii-9
2.2.2 被覆管の加工による制振	ii-10
2.3 レイノルズ数のケーブル周辺流れへの影響	ii-11
2.3.1 レイノルズ数に伴う円柱周りの流れの変化	ii-11
2.3.2 表面粗度による臨界レイノルズ数の変化	ii-13
2.4 風荷重の低減	ii-13
2.5 本研究への展開	ii-14
第3章 スtrand配置による空力特性	iii-1
3.1 空力応答特性	iii-1
3.1.1 実験概要	iii-1
3.1.2 実験結果	iii-3
3.2 静的空気力特性	iii-8
3.2.1 実験概要	iii-8
3.2.2 実験結果	iii-12
3.3 可視化による周辺流れ特性	iii-14
3.3.1 実験概要	iii-14
3.3.2 実験結果および剥離点に関する考察	iii-15
3.4 まとめ	iii-18

第4章	ヘリカルストランド設置時の空力特性	iv-1
4.1	空力応答特性	iv-1
4.1.1	実験概要	iv-1
4.1.2	実験結果	iv-2
4.2	静的空気力特性	iv-12
4.3	後流の流れ特性	iv-15
4.3.1	実験概要	iv-15
4.3.2	ヘリカルストランドによる後流の乱れ	iv-17
4.4	表面圧力特性	iv-25
4.4.1	実験概要	iv-25
4.4.2	定常圧力測定結果	iv-27
4.4.3	非定常圧力測定結果	iv-31
4.4.4	ヘリカルストランドの巻き角, 径, 本数に関する考察	iv-36
4.5	まとめ	iv-38
第5章	斜風に対するマルチストランドケーブルの空力特性	v-1
5.1	空力応答特性	v-1
5.1.1	実験概要	v-1
5.1.2	斜風に対する応答特性	v-4
5.2	表面圧力特性	v-8
5.2.1	実験概要	v-8
5.2.2	水平偏角による流れの変化	v-10
5.2.3	スパン方向変動圧力の分布	v-16
5.2.4	ヘリカルストランドの設置による圧力分布の比較	v-20
5.2.5	断面周りの仕事の分布に基づくヘリカルストランドの影響に関する考察	v-24
5.2.6	流れ場が空気力特性に及ぼす影響に関する考察	v-27
5.3	まとめ	v-28
第6章	結論	vi-1

主要記号一覧

$2A/B$: 無次元倍振幅
A	: 模型の応答振幅, 加振振幅
B	: 風向直角方向の投影面積で定義した模型幅
$c\text{-coh}$: コ・コヒーレンス
C_D, C_L, C_M	: 抗力係数, 揚力係数, 空力モーメント係数
C_p	: 圧力係数
C_{p_f}	: 非定常圧力係数
C_{pm}	: 平均圧力係数
D	: 代表長
f	: 模型の振動数
F_D, F_L, F_M	: 抗力, 揚力, 空力モーメント
H	: 風向方向の投影面積で定義した模型高さ
k	: ばね定数
ℓ	: 模型のスパン方向長さ
m	: 質量
p_i	: 圧力の時系列データ
p_f	: 各測点における加振振動成分の圧力変動振幅
Re	: レイノルズ数
s	: 模型周方向
S_c	: スクルートン数
S_t	: ストローハル数
V	: 流速
V_r	: 換算風速
w	: 模型重量
W_p	: スパン方向の単位長さあたりの無次元仕事
W_r	: 単位面積あたりの無次元仕事
X, Y, Z	: 物理空間上の座標
y	: 変位
y_f	: 無次元振動変位
α	: 迎角
β	: 水平偏角
γ	: 変位に対する力の位相差
δ_a	: 空力減衰率
δ_s	: 構造減衰率
θ	: 模型周方向の測点
θ_j	: 各ストランドの中心を原点とした風向方向からの角度
ϕ	: ヘリカルストランドの径
ψ	: ヘリカルストランドを巻きつける角度
ρ	: 空気密度
ω	: 力の振動数

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

斜張橋の概念は古くから存在していたが，その構造特性の複雑さから，多く建設されるようになったのは，電子計算機の発達と構造解析技術の進歩が著しいここ数十年のことである．近年では，最大支間長 890m の多々羅大橋に見られるように長大斜張橋と呼ばれる斜張橋も架設されており，吊橋に次ぐ長大橋構造の仲間入りを果たしている．特に，ここ十年の間に斜張橋の支間は 500m 近くも伸ばされており，その技術革新には目を見張るものがある．中でも，高強度で防食性に優れたケーブルの開発は斜張橋の発展に大きく貢献してきたといえる．

しかし，耐久性の向上を目的として，束ねた素線の外側をポリエチレン等によって防食被覆したケーブルの外形は一般に滑らかな円形断面を形成している．そのような円形断面を有するケーブルでは，渦励振やレインバイブレーションのような風による振動の発生が問題となっており，これまで様々な対策が検討されてきた．

風によるケーブル振動の制振方法としては，ケーブルの相互連結やダンパーの設置といった付加的な装置を取り付ける構造的制振対策とケーブルの断面形状を変化させることによって振動を抑制する空力的制振対策とがある．このうち構造的制振対策に関しては，多くの橋梁で採用され実績も残しているが，面外の振動に対処できないことや長大斜張橋では十分な制振効果が得られないといった性能上の問題の他，メンテナンス等の維持費がかかるなどの経済的な問題もある．このような構造的制振対策の制振性能の限界，経済性の問題から，今後も空力的制振対策の重要性が増すものと考えられる．空力的制振対策としては，ケーブル表面の PE 管を加工してケーブル表面に平行突起や溝を設けたケーブルが弓削大橋や東神戸大橋で採用されており，レインバイブレーションや渦励振に対してその効果が確認されている．また，多々羅大橋で用いられているインデントケーブルでは制振効果とともに抗力係数の低減効果も報告されている．しかしながら，被覆

管の加工では、コストが高くつくことやハンドリング等の施工面の難しさといった経済性、製作性の面で改善の余地が考えられる。今後、長大化による橋梁全体のコストアップを考慮すると、あらゆる面でコストの縮減を取り入れたシステムが必要であり、ケーブルに関しても例外ではない。

1.2 研究の目的および構成

上述の背景を踏まえ、本研究では空力的な制振効果と経済性が見込めるマルチストランドケーブルを提案した。このマルチストランドケーブルのコンセプトを以下に示す。

- 同一径のストランドを多用してケーブルを構成するため、多様な径のケーブルに対応でき、設備投資などの面で経済性が見込める。
- レインバイブレーション発生的重要原因である降雨時にケーブル表面で生じる流水路の挙動を、ストランド間の溝によって強制的にガイドできる。
- ストランド間の溝が表面粗度の効果をもちカルマン渦列の形成を阻害し、後流域を縮退させる。

本研究では、レインバイブレーション抑制についての検討は行っていないが、ケーブル最外縁のストランド配置を変更してその断面形状を工夫することにより、空力特性を改善することを目的としている。一連の風洞実験を行い、上記の表面粗度効果や後流の縮退について検討し、空力特性のより良好なストランド配置を明らかにしている。

また、マルチストランドケーブルを束ねる役目をするとともに、剥離の同時性を乱して空力安定性を得ることを目的として、その外周に螺旋状に素線ストランドを巻き付けた場合についての風洞実験も行った。その結果から、螺旋状に巻き付けたストランド(以下、ヘリカルストランド)の制振に対する有効性について検討を加えた。

以上の目的を踏まえて、第2章から第6章を以下のように構成した。

第2章では、本研究で扱う問題に関する既往の研究成果について述べ、実橋に採用されている空力的制振対策を施した斜張橋ケーブルの制振機構について触れ、本研究の位置付けを明らかにする。

第3章では、マルチストランドケーブルのストランド配置を変更した場合の応答特性および静的空気力特性を、風洞実験を通して検討するため、上下たわみ1自由度応答実験および静的三分力測定の結果について示す。さらに可視化実験を行い、剥離点形状と後流特性の関係から、空力的安定性のメカニズムを検討する。

第4章では、ヘリカルストランドの制振効果および風荷重に対する影響について検討するため、上下たわみ1自由度応答実験および静的三分力測定の結果を示す。また、静的特性についてはヘリカルストランド設置時の後流の流速測定および定常圧力測定の結果を用い、動的特性については非定常圧力測定の結果を用いて、それぞれ詳しく検討を加え、ヘリカルストランドの有効性について示す。

第5章では、マルチストランドケーブルに水平偏角を与えた状態の空力特性を明らかにするために、水平偏角を持たせた状態で上下たわみ1自由度応答実験を行った。また、水平偏角がついた場合の圧力測定実験も行い、空力弾性振動のメカニズムについて明らかにする。

第6章では、各章において得られた成果を要約し本論文の結論とした。

第 2 章

斜張橋ケーブルの空力不安定振動と制振対策

ケーブル部材は軽量，低剛性で構造減衰率も小さいため，風による振動が問題になる場合が多い．斜張橋ケーブルでは，風がケーブル軸に対して斜めに作用するため，斜めケーブル特有の振動の発生も見られる．これらの振動現象を抑制するため，ケーブルに対する様々な制振方法が検討されてきた．本研究で扱っているマルチストランドケーブルにおいても，ケーブル素線の形状をそのまま利用することにより，空力的な制振対策としての効果が期待できることは前章で述べた通りである．この制振効果に関して，より深く理解するためには，風により生じるケーブルの挙動および振動の発生機構の把握が重要となってくる．そこで，本章では斜張橋ケーブルの風による振動現象やその発生機構について説明し，これまで検討されてきた空力的な制振対策のいくつかについて紹介する．

2.1 風により生じるケーブルの挙動 ^{2-1)~2-4)}

風による作用を受けたケーブルの挙動には，平均的な挙動としての静的なもの
と振動的な挙動としての動的なものがある．次に斜張橋ケーブルの代表的な振動
現象について述べる．

2.1.1 動的な現象

動的現象には，渦励振のような限定振動と自励的要素の強い自励振動としての
動的不安定現象がある．この動的不安定現象には，斜張橋ケーブルで発生するレ
インバイブレーションやウェークギャロッピングなども含まれる．これらの風に
よる構造物の空力弾性振動は，耐風設計において重要視されている．後述の事柄
との関連のため，それぞれの振動現象について以下に示す．

1) 渦励振

渦励振とは、物体から放出されるカルマン渦等の周期的な後流渦の動きと、物体の振動とが同期した状態で発生する流体と物体との相互干渉による振動である。カルマン渦は円柱のような Bluff Body からの剥離がその後流域で巻き込んで生じる交番的な渦(図 2-1)であり、そのカルマン渦の振動数 f_v と流速 V の間には式(2.1)のような関係式が成り立つ。

$$S_r = \frac{f_v \cdot D}{V} \quad (2.1)$$

ここで、 D は代表長であり、 S_r はストローハル数である。ストローハル数 S_r は断面形状に固有の値で、円柱では亜臨界レイノルズ数領域まではレイノルズ数に依存せずに $S_r \approx 0.2$ である²⁻⁵⁾。

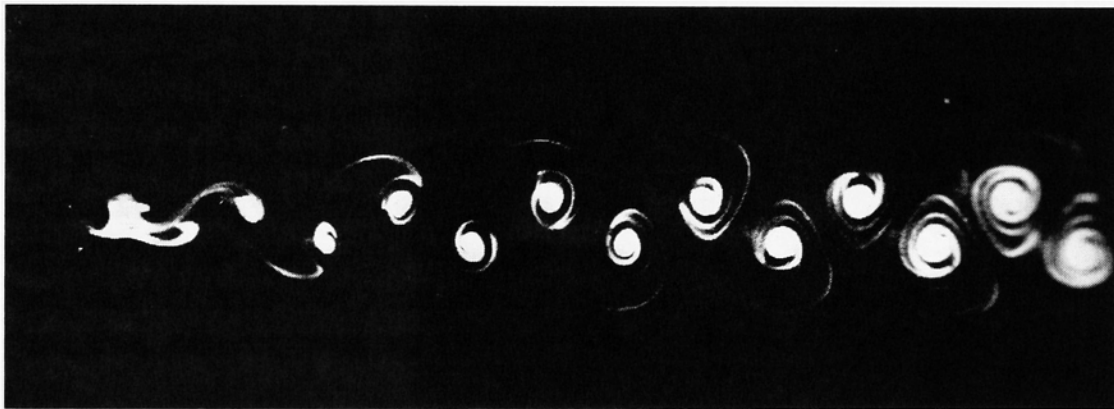


図 2-1 円柱後方のカルマン渦の可視化²⁻⁶⁾

このように、カルマン渦の振動数 f_v と流速 V は比例関係にあるため、カルマン渦の振動数 f_v はストローハル数 S_r に応じて流速 V の増加とともに増加する。しかし、図 2-2 に示すようにスプリングで円柱を支持して風を当てると、鎖線のように応答する。このときのカルマン渦の振動数 f_v を測定すると応答が現れている風速域で実線のように振動数の変化しない部分が現れており、振動数 f_v は円柱が振動している振動数 f_0 と一致している。すなわち、この風速域ではカルマン渦と円柱とが同期しており、この同期現象によって渦励振が発生する。したがって、観察されている振動が渦励振か否かを判断するためには、カルマン渦の振動数が物体の固有振動数と一致しているかどうかを見る必要がある。また、渦励振は発生する風速域が限られていることや、振動振幅が自励振動の場合のように構造物が破壊するほど大きくなることはなく、振動振幅も限られた範囲になるため、渦励振は限定振動とも呼ばれる。

渦励振は励起現象であるため、風速を上昇させたときに振動が発生し始める風

速(発振風速) V_{cr} は式(2.1)のカルマン渦の振動数 f_v を物体の固有振動数 f_0 で置き換えることによって次式(2.2)で求められる。

$$V_{cr} = \frac{f_0 \cdot D}{S_t} \quad (2.2)$$

この式(2.2)のような表現では、 V_{cr} は f_0 や D によって常に変わり、条件が異なる場合の発振風速の相互比較が困難である。そこで、同じ土俵で扱える無次元量としての風速が必要になる。それが次式(2.3)で示される換算風速 V_r である。

$$V_r = \frac{V}{f_0 \cdot D} \quad (2.3)$$

この換算風速を用いると、換算発振風速 $V_{r, cr}$ は

$$V_{r, cr} = \frac{V_{cr}}{f_0 \cdot D} = \frac{1}{S_t} \quad (2.4)$$

であり、円柱の場合は $V_{r, cr}=5$ となる。断面の大きさ、固有振動数の値に関係なく渦励振の換算発振風速は式(2.4)で示され、ストローハル数 S_t の逆数で与えられる。

渦励振は低風速でも発生するため振動の発生頻度は高いが、その振動振幅、励振力は比較的小さいため、制振対策は比較的容易である。

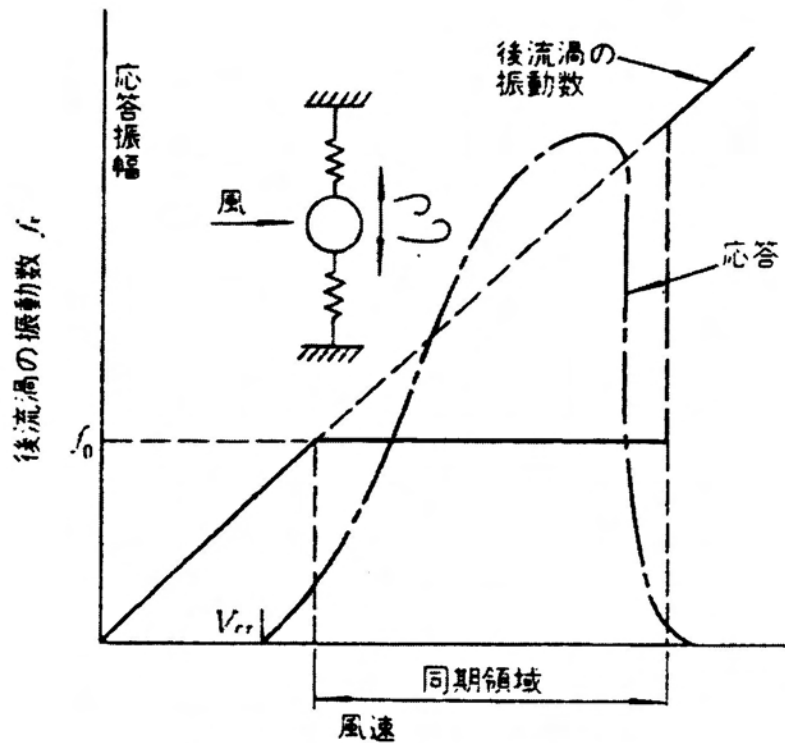


図 2-2 渦励振における同期現象

2) ギャロッピング²⁻³⁾

水平に作用する風に対して，上下方向 1 自由度の振動として発生する自励振動をギャロッピングと呼んでいる．斜張橋ケーブルでは，六角形断面を持つものに発生した例が報告されている²⁻⁷⁾．この現象は静的空気力から動的現象を推定する手法である準定常理論を用いて動的応答振幅を比較的良く推定できるとされている．

自励振動は，図 2-3 に示すように，空気力によって振動系の応答変位が大きくなることで，新たな空気力を生み出し，その付加空気力によって応答変位が次々に大きくなっていく現象である．振動方程式を用いて簡単な説明をすると以下のようになる．

1 質点系に変動空気力が作用している場合を考える．一様流中では振動径が振動する場合，外力 $F(t)$ が振動系の振動に応じて発生するため，外力 $F(t)$ は振動系の振動数と同じ振動数になる．ここで m : 振動系の質量， c : 構造減衰， k : ばね定数， y : 変位， F_0 : 変動空気力の絶対値， ω : 力の振動数， γ : 変位に対する力の位相差とすると，この系の振動変位は，

$$y = y_0 \sin(\omega t) \quad (2.5)$$

とおける．すると変位速度は

$$\dot{y} = y_0 \omega \cos(\omega t) \quad (2.6)$$

となる．外力 $F(t)$ は変位と位相差 γ をもちいると，

$$\begin{aligned} F(t) &= F_0 \sin(\omega t + \gamma) \\ &= F_0 \cos \gamma \cdot \sin(\omega t) + F_0 \sin \gamma \cdot \cos(\omega t) \\ &= F_0 \cos \gamma \cdot \frac{y}{y_0} + F_0 \sin \gamma \cdot \frac{\dot{y}}{\omega y_0} \end{aligned} \quad (2.7)$$

と表せる．この右辺を左辺に移行して整理する．これが自励振動の式である．

$$m\ddot{y} + \left(c - \frac{F_0 \sin \gamma}{\omega y_0}\right)\dot{y} + \left(k - \frac{F_0 \cos \gamma}{\omega y_0}\right)y = 0 \quad (2.8)$$

式(2.8)において，変位速度 \dot{y} に比例する項が負であるとき，振動が発生することになる．すなわち，振動発生条件は，

$$c - \frac{F_0 \sin \gamma}{\omega y_0} < 0 \quad (2.9)$$

となる．仮に $c=0$ のときを考えると， $\sin \gamma > 0$ のときに振動が生じることになる．したがって，位相差 γ が正となるときに振動が発生する可能性がある．言い換えると，位相差が正であることは，変動空気力が変位より先に生じて変位を大きく

するという自励振動が生じることを意味している。

自励振動は一度発生すると、構造物を破壊的な振幅で振動させる可能性があるため、耐風設計上、自励振動は発生させてはならないとなっている。式(2.9)からもわかるように、構造減衰率が空気力の変位速度比例成分より大きい場合には、空気力の位相差がたとえ正であっても自励振動は生じない。

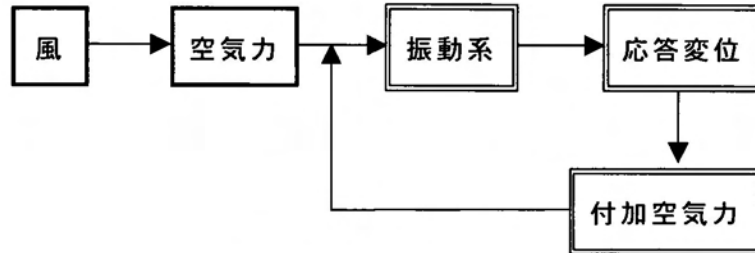


図 2-3 自励振動の機構

3) 斜張橋ケーブルのウェークギャロッピング^{2-8)~2-10)}

2つ以上の物体が、流れに対して並列あるいは直列に、または、ある角度で配置されているとき、互いに他の物体からの流れの影響を受けあって振動する現象がある。

斜張橋では架設時の施工性や輸送を考慮して、一般的にケーブルの径を抑える設計手法が採られている。こうした場合、2本のケーブルが風向に対して直列な位置関係をもって配置され、図 2-4 のように上流側のケーブルが作る後流の影響によって、下流側のケーブルにウェークギャロッピングと呼ばれる空力不安定振動が発生する。この振動は発生する振動振幅や励振力が大きいことが特徴であり、容易には制振できない。さらに、ケーブルの1次、あるいは2次の低い振動モードで比較的低風速から発生し、しかも高風速までの広い風速範囲で下流側のケーブルが振動するため、発生頻度も高く、並列ケーブル方式を採用する場合にはその制振対策が大きな検討課題となっている。図 2-5 は、実橋で観測された振動を換算風速と振幅の関係で示したものである。

また、この振動現象では、ケーブル中心間隔 L とケーブル径 D の比 L/D によってその振動特性が変化している。2次元並列ケーブル模型のケーブル中心間距離 L を変えて、自由振動法によって行った2次元風洞実験の結果を図 2-6 に示す。実験条件は上下方向振動数 $f=8.32\text{Hz}$ 、振動模型重量 $w=2.9\text{kgf}$ 、対数構造減衰率 $\delta=0.037$ 、スクルートン数 $S_c=67.86$ である。ケーブル間隔が $L/D=2.0\sim 3.5$ のときはハードタイプのウェークギャロッピングが発生しているが、 $L/D=4.0\sim 5.0$ ではソフトタイプのウェークギャロッピングが発生している。また、 $L/D=6.0$ 以上ではウェークギャロッピングは抑制されているが、定着部を広く必要とするため実用性がない。このウェークギャロッピングの特性の変化は $L/D=3.5\sim 3.6$ 付近で生じて

おり、von Karman の渦列理論を用いることで説明できる。von Karman の渦列理論によれば、渦列間隔 a と渦間隔 b との関係が $a/b=0.28$ であるから渦列間隔 a をケーブル径 D に、渦間隔 b をケーブル中心間隔 L に対応させれば、 $L/D=a/b=3.57$ となる。すなわち現象の変化は下流側ケーブルが上流側ケーブルの剥離渦が巻き込む位置の内側に存在するか、外側に存在するかにより左右されることを示している (2-11)。

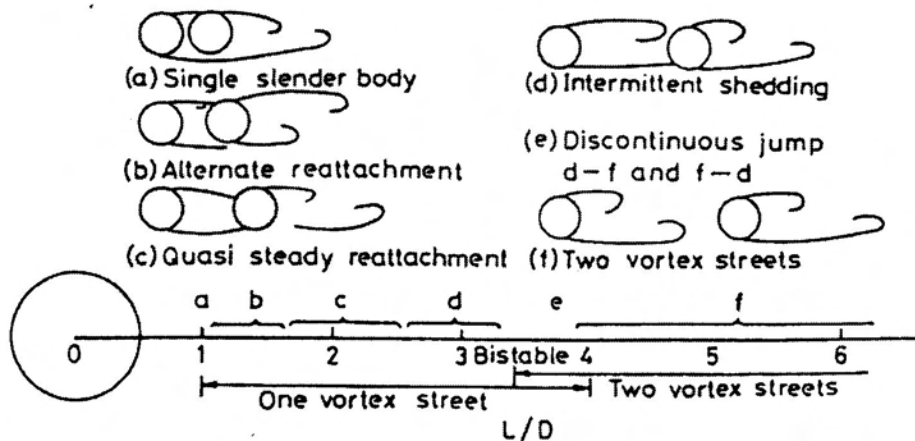


図 2-4 円柱間距離に対応する周辺流れパターン

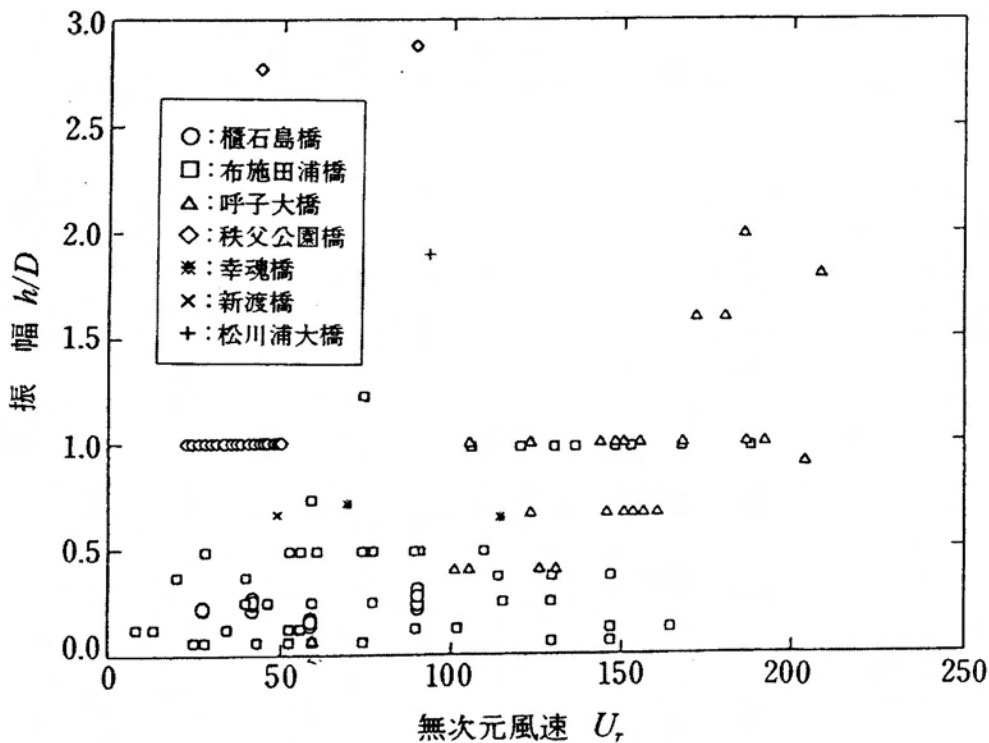
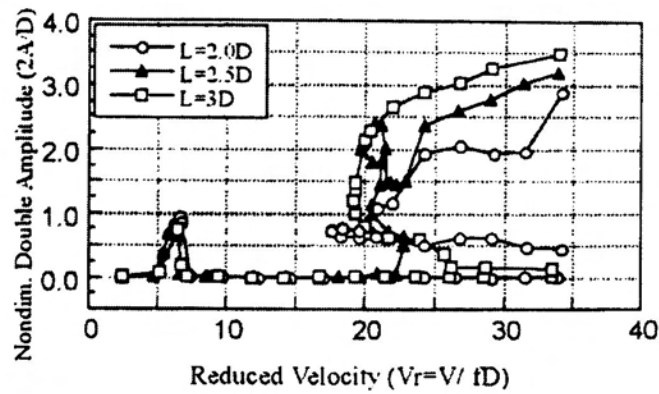
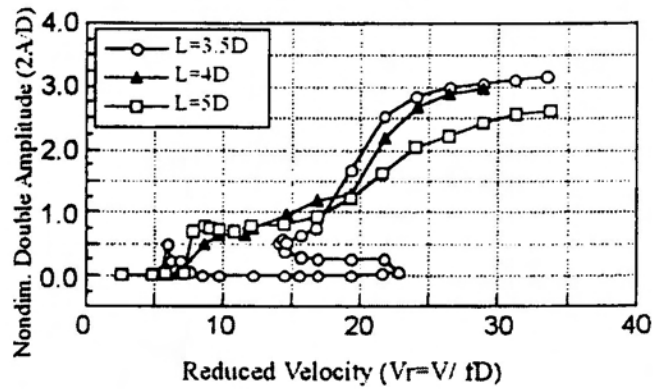


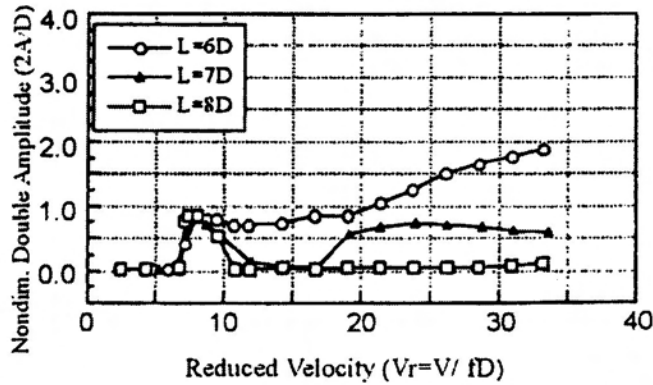
図 2-5 実橋で観測されたウェークギャロッピング (2-12)



(a) L=2.0D, 2.5D, 3.0D



(b) L=3.5D, 4.0D, 5.0D



(c) L=6.0D, 7.0D, 8.0D

図 2-6 円柱間距離 L を変化させた場合の下流側円柱の応答²⁻⁸⁾

4) 斜張橋ケーブルのレインバイブレーション²⁻⁴⁾

レインバイブレーションは、ポリエチレン管被覆されたケーブルが斜張橋に使用され始めてから発生が報告されるようになった比較的新しいタイプの空力不安定振動である。この振動は、降雨を伴ったある風向の風が作用した場合に、図 2-7 のようにケーブル表面を流れ落ちる雨水の水路によって、ケーブルの断面形状が

空気力学的に不安定な形状になることに起因している。また、傾斜ケーブルでは雨が降らない場合でも風により振動することが風洞実験によって確かめられており、レインバイブレーションはこの性質が水路形成によって顕在化された現象と考えられている²⁻¹³⁾。また、レインバイブレーションの特性をまとめると、次のようになる²⁻¹⁴⁾。

- ① 振動は風向方向に下り勾配を持つケーブルに発生し、しかもケーブル面に対して 45° 方向からの風の入射時に振幅が最大になる。
- ② 振動の発生にはケーブル上下面に、表面を流下する雨水の水路ができることが不可欠である。
- ③ 振動はケーブルの面内方向振動であり、比較的低次モードで発振する。
- ④ 渦励振に比べ大振幅となり、振動振幅がm単位という発生事例も報告されている。
- ⑤ ケーブルの振動に伴って水路自身も振動する。
- ⑥ 水路の形成はケーブル表面・風速・風向・降雨の条件に大いに影響される。

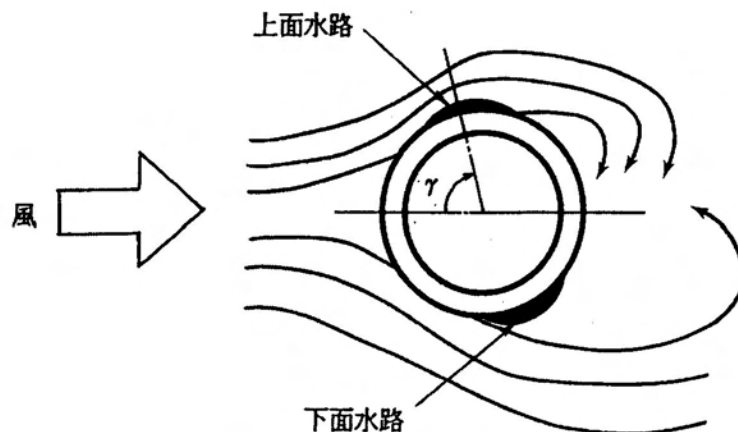


図 2-7 ケーブル上面と下面の水路形成

2.1.2 静的な現象

静的挙動とは構造物に作用する定常空気力による変形であり、空気力方向の変位や変形を構造物に与える。これらの挙動を与える空気力は風速の2乗に比例したものであるため、風速が2倍になると空気力は4倍になり、構造物の変形量も概ね4倍となる。これは高風速中ではかなり大きな力になることを意味しており、構造物の耐風設計を行う上で重要な要因となってくる。斜張橋においては、斜張橋ケーブルに生じる橋軸直角方向の風荷重によって桁・塔の断面が決定されるため、ケーブルへ作用する風荷重の低減化が斜張橋の経済性に大きく関与してくる。

2.2 空力的制振対策

風による振動現象の制振対策には、構造減衰あるいは質量、剛性を高めることによって振動を抑える構造的制振対策と、振動を励起させる空気力そのものを抑制する空力的制振対策とがある。制振対策としては、振動原因を制御するという観点で、励振力を抑制する空力的対策の採用が最も有用だと考えられる。本節では、上で述べた空力不安定現象の発生機構に基づいて考案された空力的制振法の例を挙げ、その制振機構について述べる。

2.2.1 並列ケーブルの間隔調整による制振²⁻¹⁵⁾

並列ケーブルの中心間隔をウェークギャロッピングが生じにくい極めて近接した間隔としている。このように下流側ケーブルを上流側ケーブルの死水域に入れて近接させることによって、下流側ケーブルが上流側ケーブルのウェークの影響を受けないようにし、ウェークギャロッピングを抑制している。図 2-8 の伊唐大橋の例では2本のケーブル中心間隔が $L/D=1.25$ となるようにクランプで束ねることで振動の低減を図っている。

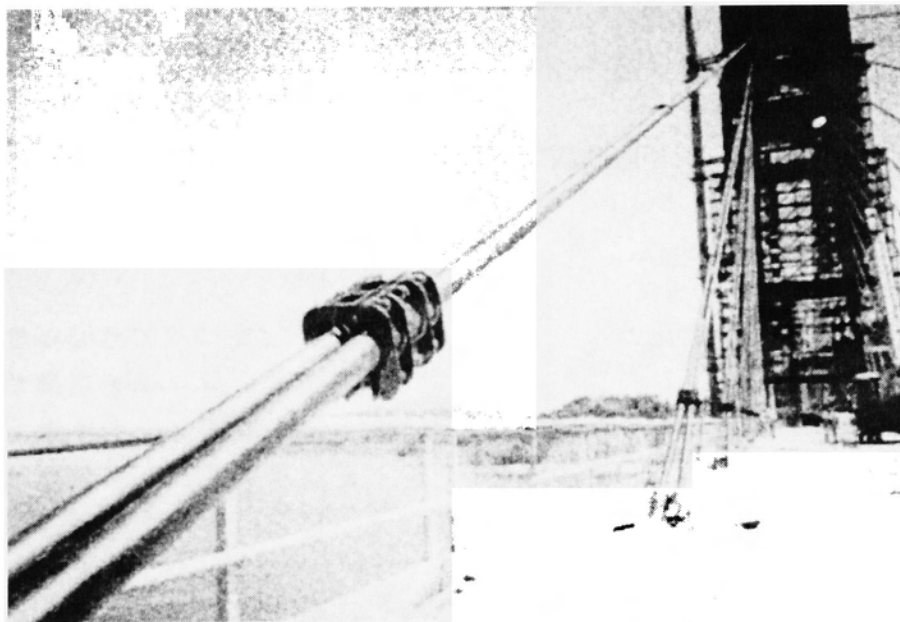
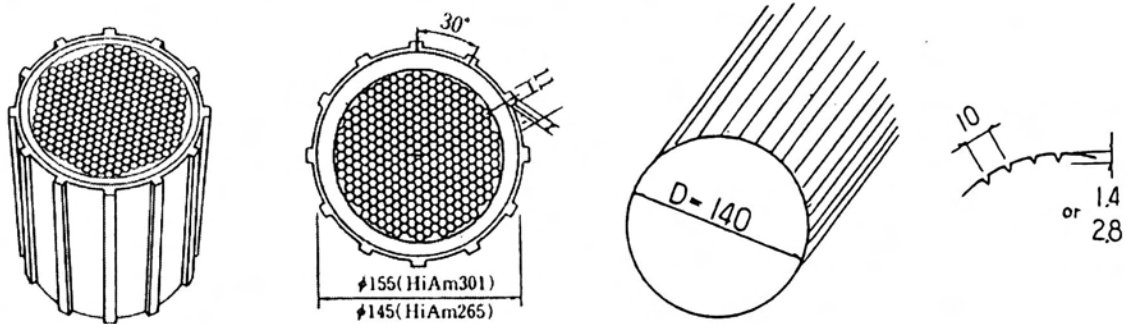


図 2-8 伊唐大橋の近接一体型ケーブル例²⁻¹⁶⁾

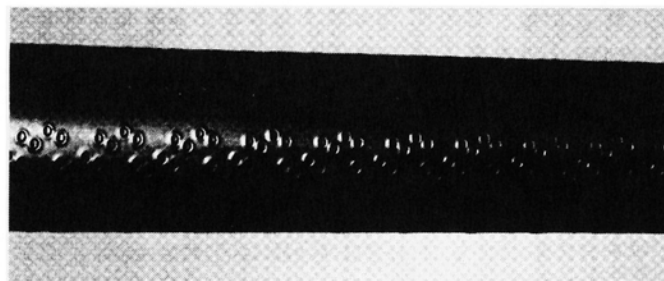
2.2.2 被覆管の加工による制振²⁻⁴⁾

被覆管の加工例として、既に実橋に適用されている例を図 2-9 に示す。これらの制振対策の特徴としては、ケーブル表面の PE 管を加工することによって、超臨界レイノルズ数域の流れ場を実現していることである。これによって、渦励振、ウェークギャロッピングといった空力不安定振動が抑制できる。また、降雨時に発生するレインバイブレーションについても制振効果が確認されている。



(a) 平行突起ケーブル(東神戸大橋)²⁻¹⁷⁾

(b) U-ストライプケーブル(弓削大橋)²⁻¹⁸⁾



(c) インデントケーブル(多々羅大橋)²⁻¹⁹⁾

図 2-9 被覆管加工例

図 2-9 で示した空力的制振対策を施したケーブルが各空力不安定振動に対して、どのような制振機構をもっているかを以下に示す。

①渦励振：模型表面の加工によって表面粗度が大きくなるため、見掛けのレイノルズ数が超臨界レイノルズ数領域にまで高められる。その領域では後流域で発生していた規則的なカルマン渦列が形成されなくなるため、渦励振の発生が防止される。

②ウェークギャロッピング：渦励振に対するのと同様に表面粗度の効果によるものである。超臨界レイノルズ数領域では、後流の変動が小さくなり、後流域の大きさも縮退する。すなわち、表面粗度の存在によって、亜臨界レイノルズ数領域でも剥離流の乱流への遷移が促進され、再付着を含む超臨界レイノルズ数領域の流れ場が比較的低風速で実現できるため、ウェークギャロッピングの発生が防止

される。

③レインバイブレーション：表面粗度効果により，見かけのレイノルズ数が超臨界レイノルズ数領域となることで剥離点が亜臨界レイノルズ数領域に比べ風下側に後退するほか，剥離の再付着が生じるために表面圧力分布が変化して水路の形成を妨げる。また，図 2-9(a), (b)のように溝がある場合では，この溝がケーブル表面を流れる雨水を強制的にガイドして特定の位置に水路が形成されるのを妨げる役割を果たしている。

2.3 レイノルズ数のケーブル周辺流れへの影響²⁻⁴⁾

上で述べたように，被覆管の加工による制振機構では，粗度効果によって低風速において超臨界レイノルズ数領域の流れ場を実現し，斜張橋ケーブルでの空力不安定振動を抑制している。本節では，亜臨界領域から超臨界領域までの円柱周りの流れの変化について説明し，表面粗度効果について言及する。

2.3.1 レイノルズ数に伴う円柱周りの流れの変化

図 2-10 は，レイノルズ数の変化に伴う円柱周りの流れ場の状態を，円柱に作用する抗力係数，背圧係数，ストローハル数とともに示したものである。

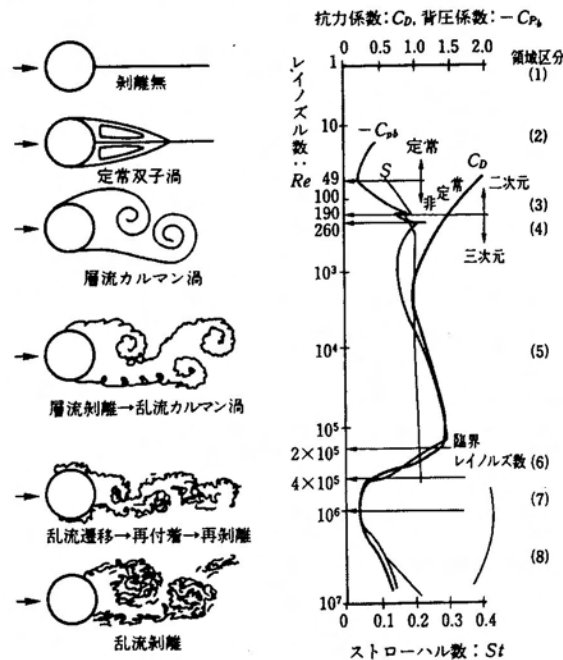


図 2-10 円柱周りの流れの変化²⁻⁴⁾

1) $260 < Re < 2.8 \times 10^5$ (層流から乱流への遷移領域：亜臨界領域)

レイノルズ数 260 以上になると、二次渦の配置が次第に不規則となり背圧が増大する。レイノルズ数 1000 以上では、二次渦の影響はほぼ消え、せん断層は層流から乱流へと遷移する。層流から乱流への遷移点は、レイノルズ数の増大と共に円柱に近づく。せん断層内の乱流への遷移は、せん断層の巻き込み位置をより円柱に近づけ、円柱の背圧を低下させる(図 2-11(a))。

2) $2.8 \times 10^5 < Re < 3.5 \times 10^5$ (臨界および遷移領域)

レイノルズ数が 2.8×10^5 近くになると、剥離せん断層の層流から乱流への遷移点は剥離点に極めて接近し、円柱に作用する抗力、背圧に劇的な変化が生じる。剥離のほぼ直後に層流から乱流へと遷移した剥離せん断層内では、その内側の流体が乱流による連行作用によって外側へと吸い出され圧力が低下し、剥離せん断層が再び円柱表面に再付着し円柱に沿って流れるようになる(図 2-11(b))。さらに、円柱の背面に至って再び剥離する。そのため、再剥離に伴う伴流の幅が大きく減少し、背圧が急速に増加するとともに円柱に働く抗力が大きく減少する。そのため、このレイノルズ数を臨界レイノルズ数と呼ぶ。なお、このレイノルズ数領域では、剥離～再付着～再剥離現象が片側の剥離せん断層内で顕著に生じ、流れの状態は円柱の両側で著しく異なるため、円柱の周りには偏り流れが生じ、円柱には大きな揚力が作用する。

3) $3.5 \times 10^5 < Re < 1.5 \times 10^6$ (超臨界領域)

レイノルズ数が更に上がると、剥離～再付着～再剥離現象が円柱の両側で安定して生じるようになり、両側で剥離したせん断層は再び交互に規則的に巻き込まれ、カルマン渦を形成するようになる。再剥離点の後退に伴う伴流幅の減少によって、カルマン渦が形成される周期は著しく縮まりストローハル数は 0.4 以上となる。

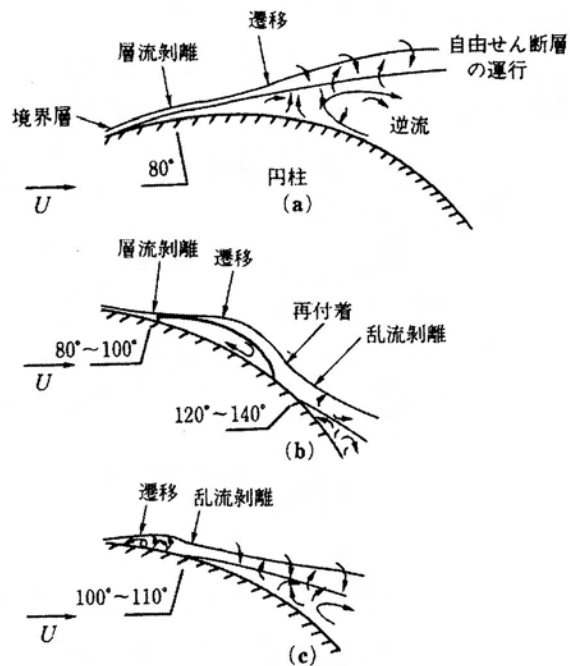


図 2-11 臨界レイノルズ数付近の円柱周りの流れ ²⁻²⁰⁾

2.3.2 表面粗度による臨界レイノルズ数の変化²⁻⁸⁾

亜臨界領域から超臨界領域への境である臨界レイノルズ数は、円柱の表面の状態によって異なることが報告されている。図 2-12 は円柱の表面にサンドペーパーをつけた場合に、円柱に作用する抗力がレイノルズ数によってどのように変化するかを示したものである。これによると、円柱の表面粗度(粒径/円の直径： k/D)が大きくなるほど、剥離せん断層の層流から乱流への遷移が促進され、臨界レイノルズ数が小さくなることがわかる。また、臨界レイノルズ数の低下にともなって抗力係数 C_D が再び増大し始めるレイノルズ数も低下している。

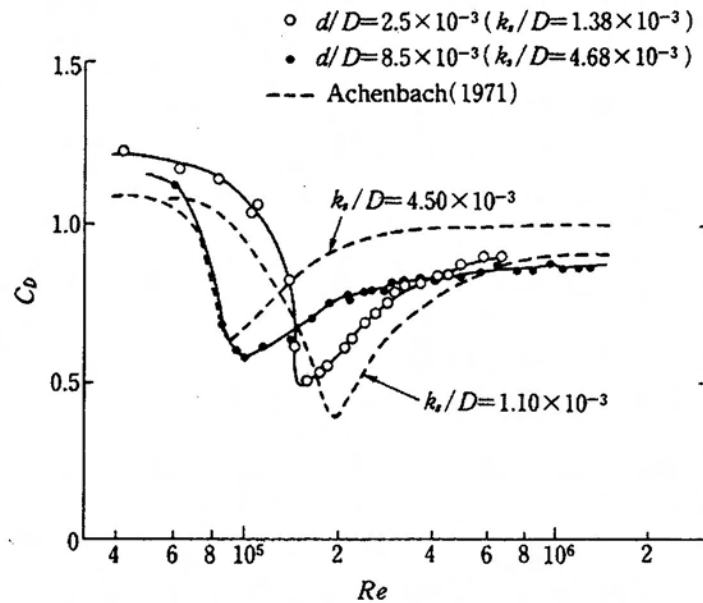


図 2-12 限界レイノルズ数に及ぼす円柱の表面粗度の影響²⁻²¹⁾

2.4 風荷重の低減²⁻⁴⁾

ケーブルの被覆管表面の加工によって制振効果があることは 2.2.2 で述べたとおりである。しかし、その弊害として、抗力係数の再増大(図 2-12 参照)が、設計風速相当の高いレイノルズ数領域を大幅に下回るところから始まって、設計風速領域で必要要件を満たせないことがある。そこで、このような抗力係数の再増大が設計風速相当のレイノルズ数領域でも生じないように、表面粗度をコントロールする必要性が生じた。また、風荷重の増大は 2.1.2 で述べたように、長大斜張橋におけるケーブルの長尺化、多数化においては耐風設計上の問題もあるため、ケーブルに作用する風荷重の低減は必須である。

表面粗度をコントロールして風荷重の低減化を図った例として、図 2-9(c)のインデントケーブル(多々羅大橋)がある。これは、滑面を部分的に残しながら、部分的にゴルフボールの表面のようなパターン化されたへこみを設けることによって表面粗度をコントロールし、図 2-13 のように設計基準を満たすことができる。

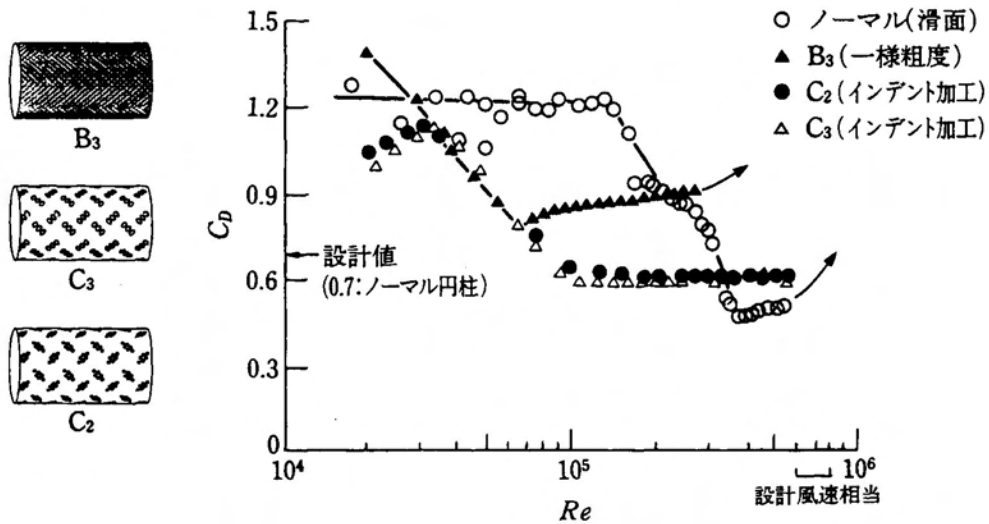


図 2-13 表面加工と抗力係数²⁻²²⁾

2.5 本研究への展開

本研究で扱っているマルチストランドケーブルでも、被覆管表面に加工を施したケーブルと同じ制振機構によって空力不安定振動を抑制できる可能性がある。本章で挙げた空力不安定振動のうち、本研究では、渦励振とギャロッピングの制振、および風荷重の低減効果を調査の対象としており、さらに、その空力的なメカニズムについて明らかにしようとしている。その他のウェークギャロッピングについては、2本のケーブルが近接している場合に発生する現象のため、1本ケーブルとして取り扱っているマルチストランドケーブルでは、この条件に適合しない。また、レインバイブレーションについては、既往の研究^{2-17)~2-19)}から十分制振の可能性があり、今後検討すべき課題であるが、本研究では扱っていない。

<参考文献>

- 2-1) 岡内功, 伊藤学, 宮田利雄:耐風構造, 丸善, 1977.
- 2-2) 山田均:耐風工学アプローチ, 建設図書, 1995.
- 2-3) 久保喜延:耐風設計の豆知識, 橋梁と基礎, Vol.23, No.8, 1989.
- 2-4) 日本鋼構造協会:構造物の耐風工学, 東京電機大学出版局, 1997.
- 2-5) 森喜仁, 石飛太郎, 南條正洋:天保山大橋のケーブル振動とその対策, 第 12 回風工学シンポジウム論文集, pp.273~278, 1992.
- 2-6) 種子田定俊:画像から学ぶ流体力学, 朝倉書店, 1988.
- 2-7) 横山, 山川, 坂田, 斎藤, 鈴木:斜張橋の大型化に対するケーブル振動とその防止対策, 三菱重工技報, 1977.
- 2-8) 土木研究センター:斜張橋ケーブルの耐風性検討報告書, 1993.
- 2-9) 国土開発技術研究センター:斜張橋ケーブルの耐風性に関する検討報告書, 1989.
- 2-10) 久保喜延, 加藤九州男, 金尾稔:直列二本円柱の空力弾性挙動と振動抑制に関する一考察~斜張橋ケーブルを対象として~, 土木構造・材料論文集, No.4, pp.49~54, 1989.
- 2-11) 久保喜延, 前田博:ウェークギャロッピングの発生機構について, 日本風工学会誌, No.55, pp.147~148, 1993.
- 2-12) 建設省土木研究所ほか:斜張橋並列ケーブル耐風制振に関する共同研究報告書(その3), 1995.
- 2-13) 松本ほか:傾斜円柱の空力不安定性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.35A, 1989.
- 2-14) 樋上琇一:斜張橋ケーブルの Rain Vibration, 日本風工学会誌, pp.17-28, 1986.
- 2-15) 久保喜延, 前田博, 加藤九州男, 佐々木誠:斜張橋用複数本ケーブルの耐風挙動, 第 13 回風工学シンポジウム論文集, pp.251~256, 1994.
- 2-16) 藤原享:ケーブル制振, 橋梁と基礎, Vol.32, No.8, pp.74-75, 1998.
- 2-17) 松本勝, 北沢正彦, 石崎浩, 小川一志, 斎藤通, 下土井秀樹:東神戸大橋の耐風設計, 橋梁と基礎, Vol.25, No.5, pp.35-43, 1991.
- 2-18) 宮崎正男:斜張橋ケーブルの空力不安定振動と制振対策, 第 10 回風工学シンポジウム論文集, pp.145-150, 1988.
- 2-19) 藤原享, 山口和範, 真辺保仁:多々羅大橋ケーブル制振対策, 橋梁と基礎, Vol.33, No.5, pp.16-19, 1999.
- 2-20) Basu, R.I. :Aerodynamic forces on structures of circular cross-section, Part1. Jour. Wind Eng. & Indust. Aero., Vol.21, 1985.
- 2-21) 岡島厚, 中村泰治:高レイノルズ数範囲における表面粗さのある円柱周りの流れ, 九州大学応用力学研究所報, 第 40 号, 378, 1973.
- 2-22) 北條哲男:斜張橋ケーブルのレインバイブレーション特性とその制振対策に関する実験的研究, 日本風工学会誌, No.50, 1992.

第 3 章

ストランド配置による空力特性

マルチストランド方式を採用したケーブルにおいて、束ねられたストランドケーブルの最外縁のストランド配置を変化させてケーブルの断面形状を工夫することにより空力不安定振動を制振することを考えた。本章では、基礎的な研究として風に対して直交する状態でケーブル模型を支持して、一連の風洞実験を行い、より良い空力特性を有するストランド配置を明らかにすることを試みた。

3.1 空力応答特性

風によるマルチストランドケーブルの動的照査をするため、マルチストランドケーブルの 2次元剛体模型を用いて自由振動法により検討し、ストランド配置の風速の変化に対する応答量や減衰性能への影響を明らかにする。

3.1.1 実験概要

実験に使用した風洞は九州工業大学所有の空力弾性試験用風洞(ゲッチンゲン型：測定断面高さ 1780mm, 幅 910mm)である。供試模型の基本断面形状は図 3-1 に示すような六角形状の模型断面(Type A)で、最外縁のストランド形状を模擬している。実験には Type A の他、その周囲に $\phi=10\text{mm}$ の丸棒を図 3-1 の斜線で示すように付加した合計 5つのストランド配置の模型を用いた。模型は閉塞率が 5%を超えないように設計しており、その模型諸元は表 3-1 に示す。

模型は一様流中に風向に直交するように水平に設置し、図 3-2 に示すように両側をそれぞれ 2本の鉛直のコイルばねを介して支持した。図 3-1 に定義される迎角 α を $0^\circ \sim 30^\circ$ まで 10° 刻みで変化させ、各ケースにおいて上下 1自由度応答実験を行った。各実験ケースの応答特性について詳しく検討するため、スクル

ートン数は実ケーブルの 1/5 程度とし、模型が振動しやすい状態で実験を行った。

表 3-1 模型諸元

代表長: D (m)	0.07
長さ: l (m)	0.80
質量: m (kg/m)	0.56~0.64
振動数: f (Hz)	2.84~3.04
構造減衰率: δ_s	0.0009~0.0011
スクルートン数: S_c	2.2~2.7

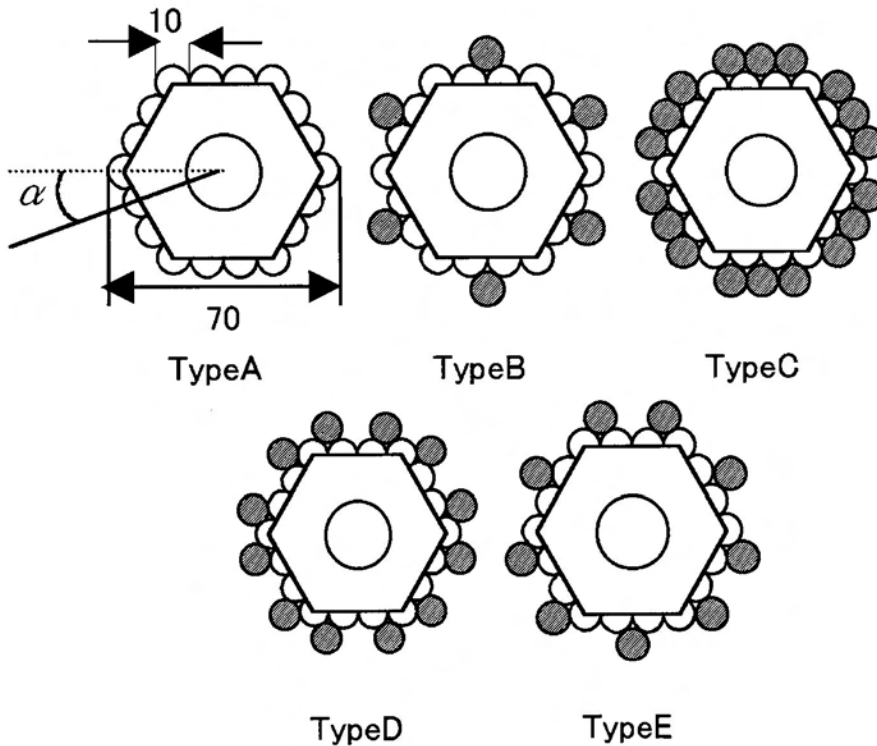


図 3-1 供試模型断面

模型の振動応答振幅の測定にはレーザー変位計を用いて、その信号をノイズ除去用のローパスフィルター (cut-off Freq. : 30Hz) に通し、FFT アナライザーによって時系列データの AD 変換およびスペクトル解析等の信号処理を行った。模型の加振は関数発生器からの信号により電磁式加振器を駆動させることにより行い、レーザー変位計からの振幅の値が所定の振幅に達した時点で加振を中止して自由減衰状態にさせる。風速ごとに定常振動状態における振幅の測定および空力減衰率の測定を行った。なお、FFT アナライザーおよび関数発生器は、パーソナルコンピュータと GPIB を介してリンクされており、パーソナルコンピュータにより制御するシステムとなっている。図 3-2 に計測システムを示している。

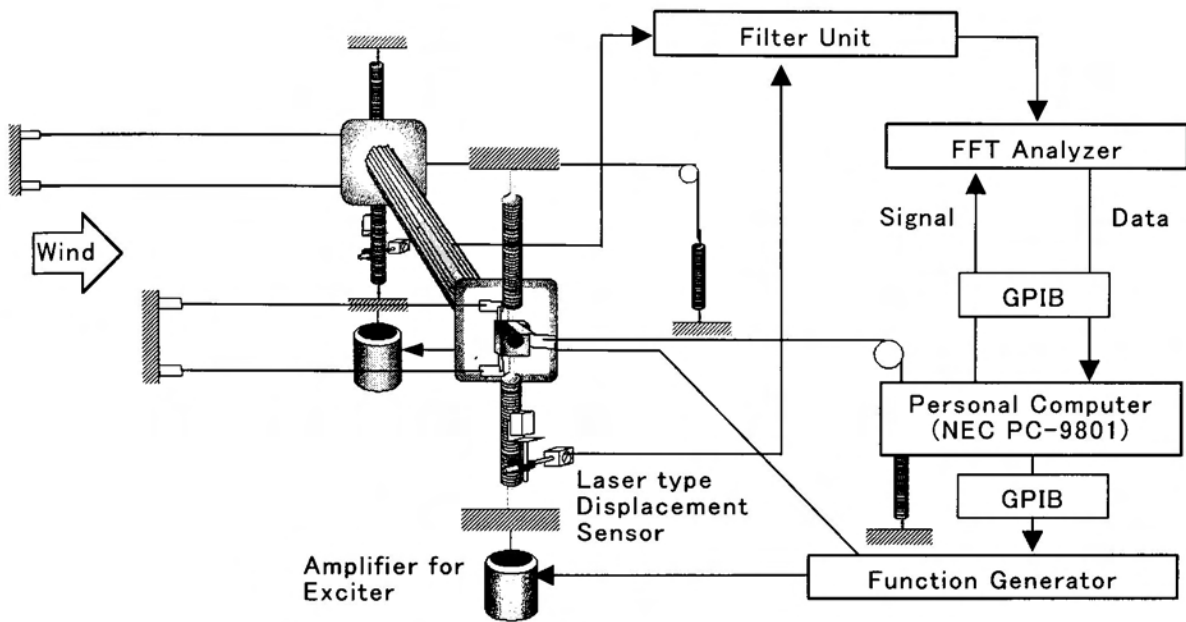


図 3-2 支持装置および計測システム

3.1.2 実験結果

各模型断面 Type A～Type E の応答図を図 3-3～図 3-7 に示す。各模型断面において異なる迎角の応答振幅をまとめて示している。

図 3-3 に示した Type A の場合では、迎角 $\alpha=0^\circ$ において、換算風速 $V_r=7$ 付近から換算風速の増加に伴い、応答振幅が増加しており、 $V_r \geq 25$ の風速域でギャロッピング的な発散振動が発生している。同様に、図 3-4、図 3-7 より、Type B の迎角 $\alpha=20^\circ$ 、 30° の場合と Type E の迎角 $\alpha=30^\circ$ の場合についても、Type A と同様にギャロッピング的な発散振動が発生している。

それに対し、図 3-5、図 3-6 の Type C、Type D においては迎角 α にかかわらずギャロッピングと考えられる振動は発生していない。しかし、Type C では迎角 $\alpha=20^\circ$ 、 30° で、Type D では迎角 $\alpha=10^\circ$ の場合において特定の換算風速範囲で $2A/D=0.6 \sim 0.7$ 程度の振動が発生している。ここで、振動が発生した場合の空力減衰率を図 3-9 に示す。図より、Type A、B、E のギャロッピング的な振動が発生した場合(図 3-9(a))と Type C、D の振動時の場合(図 3-9(b))では、その励振力に顕著な違いが認められる。このことから、Type C、D と Type A、B、E の間には振動発生メカニズムの違いがあると推測できる。

また、渦励振についても、Type C、D の場合、その無次元倍振幅が $2A/D=0.4 \sim 0.6$ 程度であり、Type A、B、E に比べると 2 割ほど小さい値を示しており、渦励振の抑制効果も認められる。また、本研究と同程度のスクルートン数の場合、円柱の渦励振の振幅は $2A/D=0.8 \sim 1.2$ 程度という報告があり³⁻¹⁾、図 3-8 に示した

$S_c=3.6$ での円柱模型の応答図と比較しても、ストランドケーブルでは単独円断面ケーブルに比べると渦励振の抑制に効果がある。

以上のことから、Type C, D のストランド配置は Type A, B, E のストランド配置に比べ、より安定した応答特性を有している。

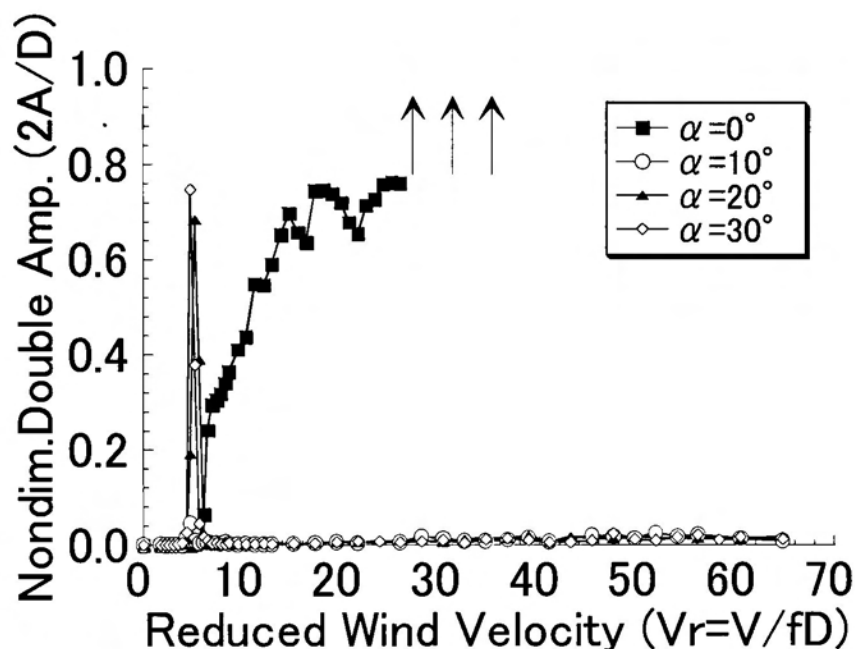


図 3-3 Type A の応答図

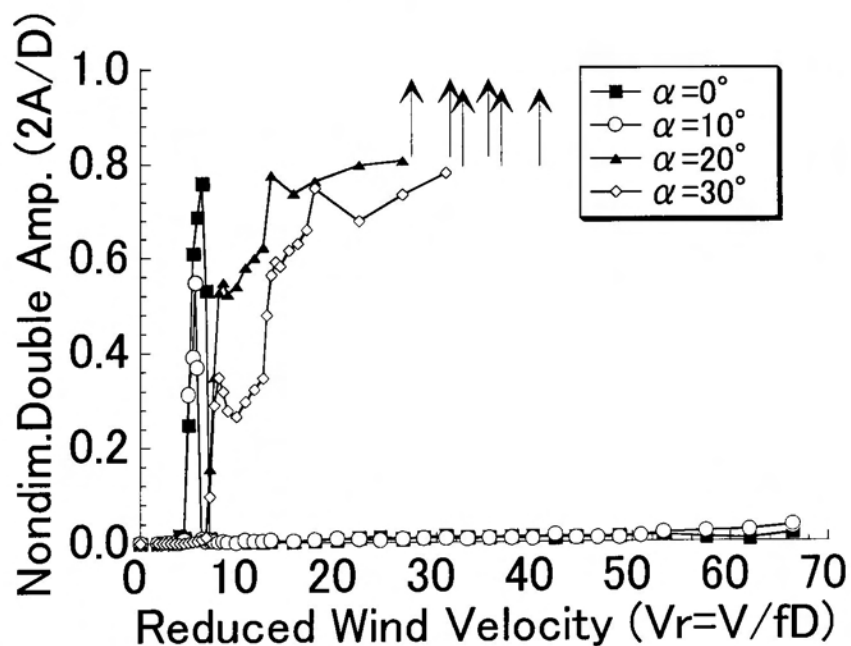


図 3-4 Type B の応答図

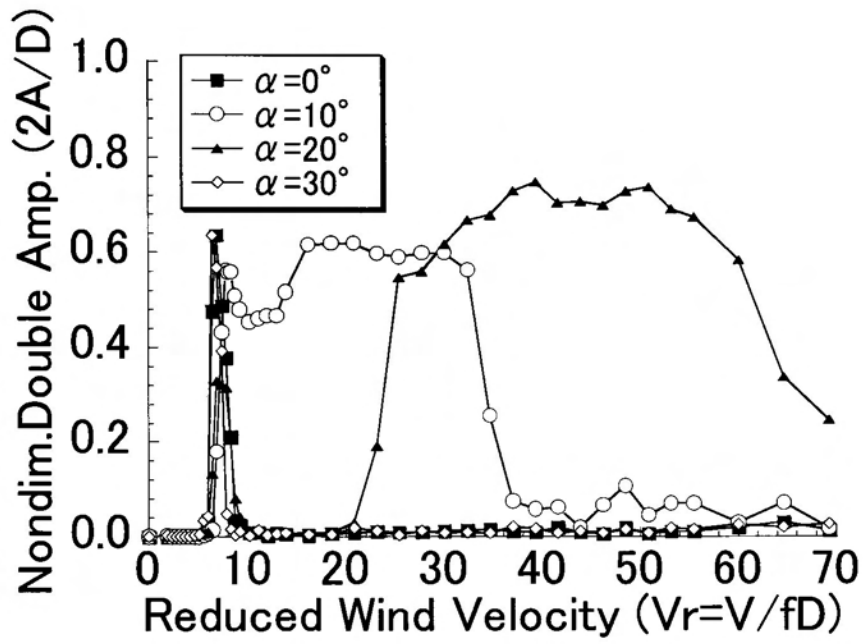


図 3-5 Type C の応答図

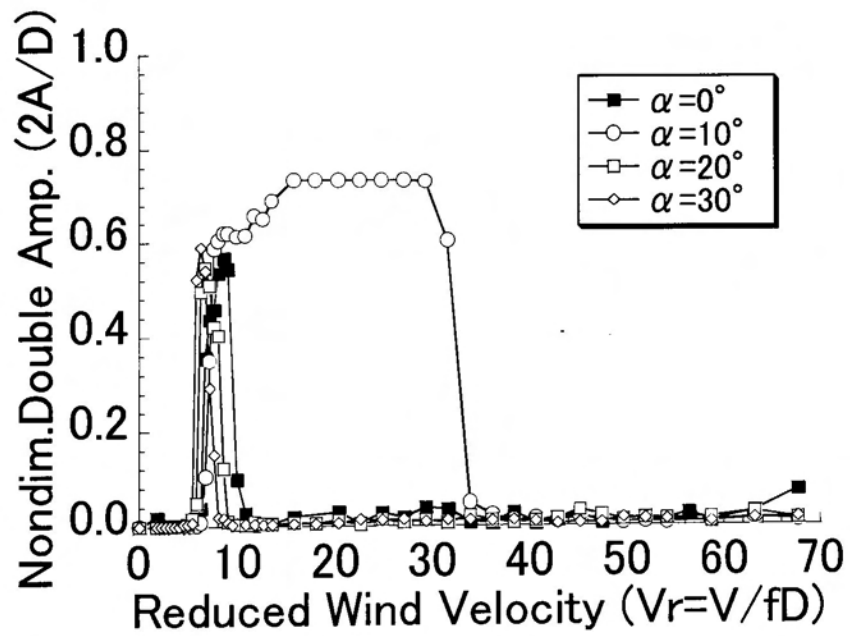


図 3-6 Type D の応答図

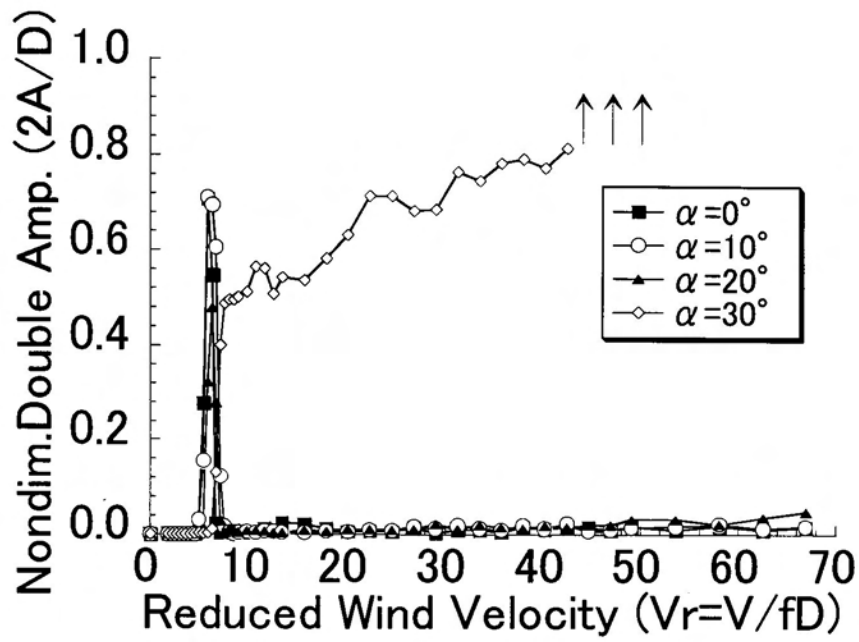


図 3-7 Type E の応答図

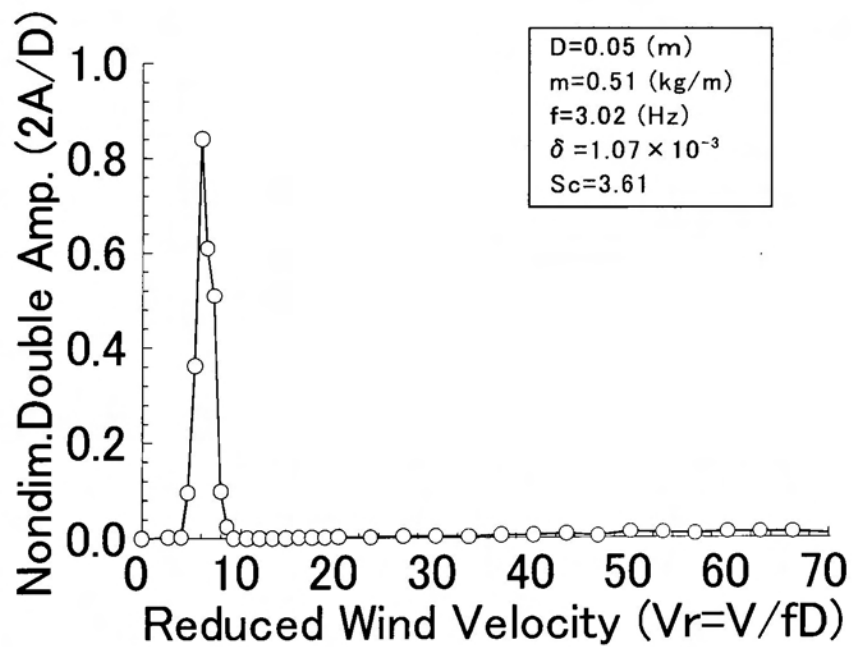
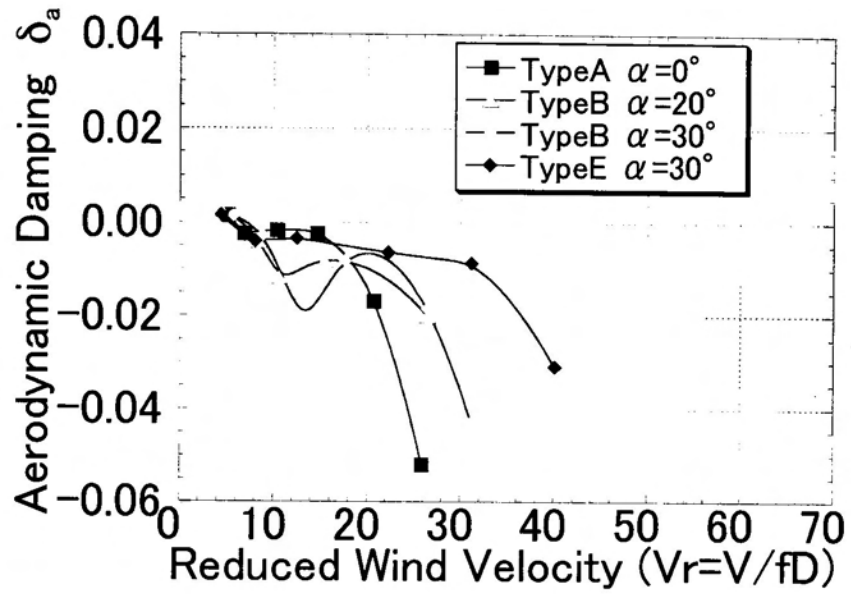
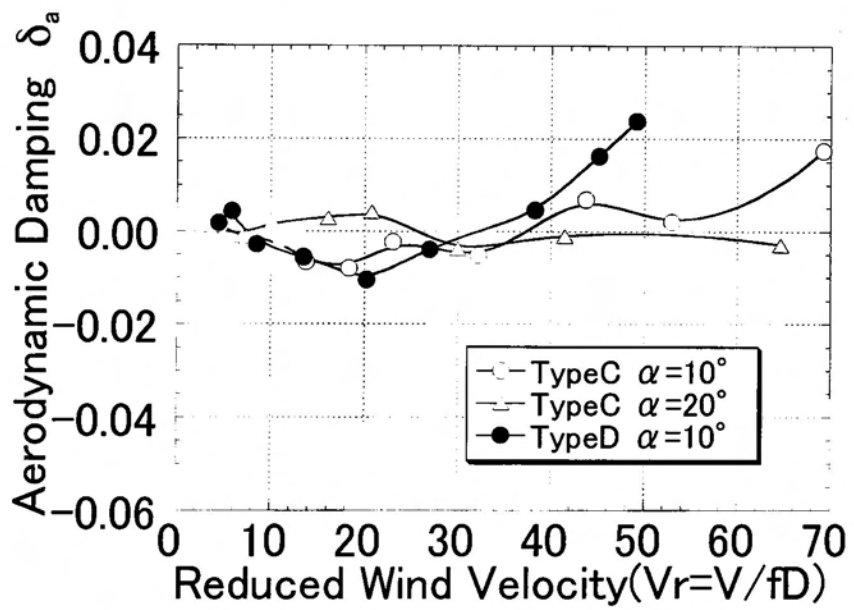


図 3-8 円柱模型の応答図



(a) ギャロピング的な振動が発生したケース



(b) ギャロピング的な振動が発生しなかったケース

図 3-9 空力減衰率 ($2A/D=0.4$)

3.2 静的空気力特性

静的空気力は構造物に作用する空気力の時間平均値であり，風が模型軸直角方向から作用する2次元部分模型を対象とした場合，風向方向の抗力，風向直角方向の揚力および回転成分である空力モーメントの三分力で表される．静的空気力測定を行って耐風設計における風荷重成分である抗力について検討し，風荷重に対してのストランド配置の影響を明らかにする．また，迎角に対する揚力係数の変化の傾向を検討し，応答実験で発生していた空力不安定振動との対応を明らかにする．

3.2.1 実験概要

実験は，九州工業大学所有の境界層型風洞縮流部（測定断面高さ 1800，幅 1100）を用いて，一様流中で行った．実験に使用した模型は，応答実験においてギャロッピング的な振動が発生した Type A とギャロッピング的な振動が発生していない Type C のストランド配置とした（図 3-1 参照）．

静的空気力は，風洞内に模型を風向直角方向に設置し，図 3-10 に示すように模型両端を三分力天秤で支持して支持部の歪を動歪み計によって検出している．検出された歪のアナログ時系列データは AD 変換ボード（National Instruments 社製，AT-MIO16X）によってデジタル処理された後パーソナルコンピュータに格納される．その歪はあらかじめ求めていたキャリブレーション値を用いて，静的空気力の時系列データに変換される．実験時のレイノルズ数は $Re=4700\sim 8.2\times 10^4$ の範囲とした．

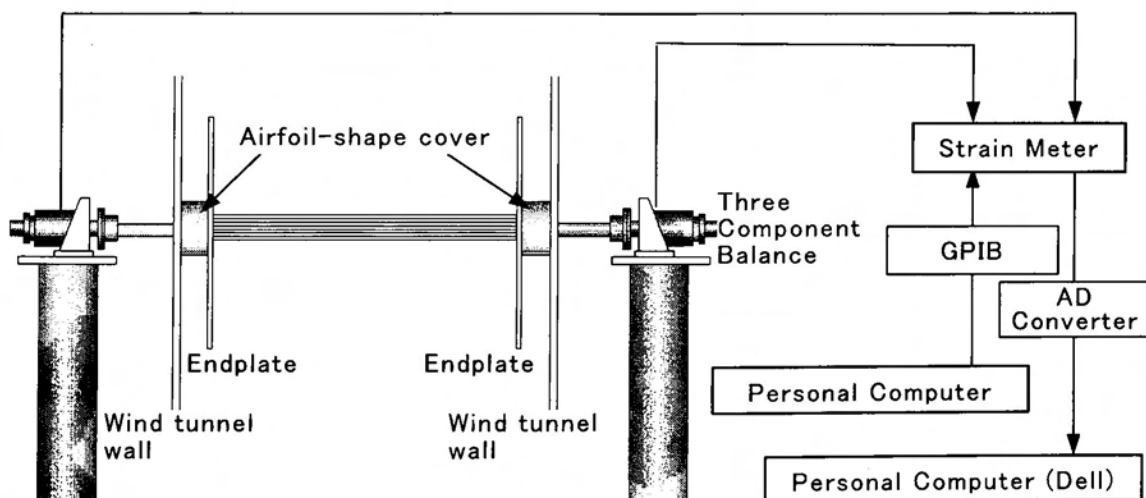


図 3-10 静的空気力測定システム

実験によって得られた静的空気力は、次式(3.1)～(3.2)で表す抗力係数 C_D 、揚力係数 C_L 、空力モーメント係数 C_M の各空気力係数として整理した。ただし、空力モーメント係数 C_M については各実験ケースで $C_M \approx 0$ と顕著な違いが確認できなかったため、本論文では特に示していない。

$$\text{抗力係数 : } C_D = \frac{2F_D}{\rho V^2 H \ell} \quad (3.1)$$

$$\text{揚力係数 : } C_L = \frac{2F_L}{\rho V^2 B \ell} \quad (3.2)$$

$$\text{空力モーメント係数 : } C_M = \frac{2F_M}{\rho V^2 B^2 \ell} \quad (3.3)$$

ここで F_D , F_L , F_M はそれぞれ抗力, 揚力, 空力モーメントであり, 図 3-11 に, 本実験における空気力の正の向きおよび迎角の定義を示している。また, ρ は空気密度, H は模型高さ, B は模型幅, ℓ は模型長である。模型高さ H および模型幅 B は迎角 α ごとに風向および風向直角方向の投影面積で定義し, それぞれ図 3-12 より, 次のように算出した。

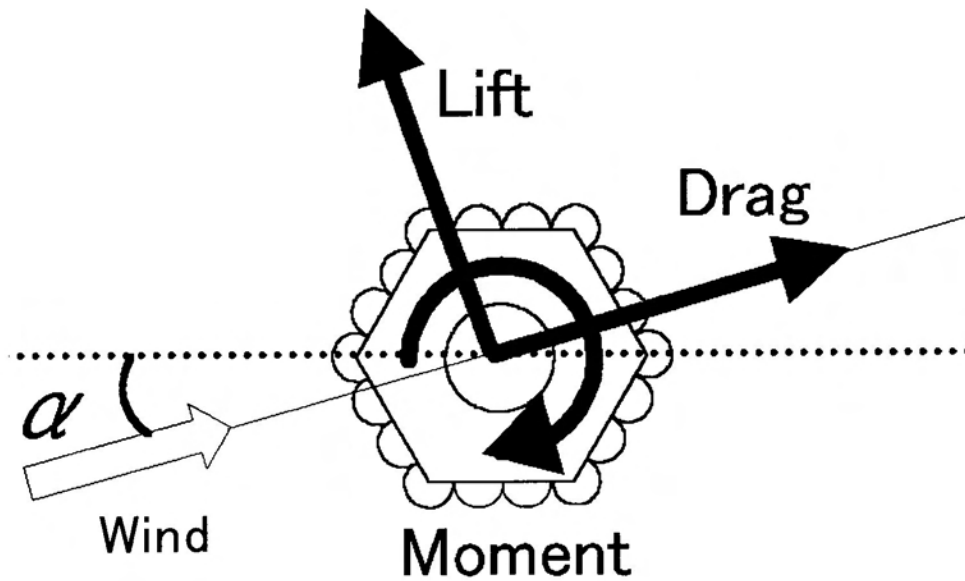


図 3-11 静的空気力の定義

●Type A について

$$OH_1=OB_1=0.03 \text{ (m)}, \quad H_2H_3= B_2B_3 =0.005 \text{ (m)}, \quad \angle H_1OH_M=30^\circ, \\ \angle H_2OH_M=\angle B_1OB_2=\alpha$$

$$OH_2=OH_1 \cos (\angle H_1OH_2) \\ =OH_1 \cos (\angle H_1OH_M-\angle B_1OB_2) \\ =0.03 \cos (30^\circ - \alpha)$$

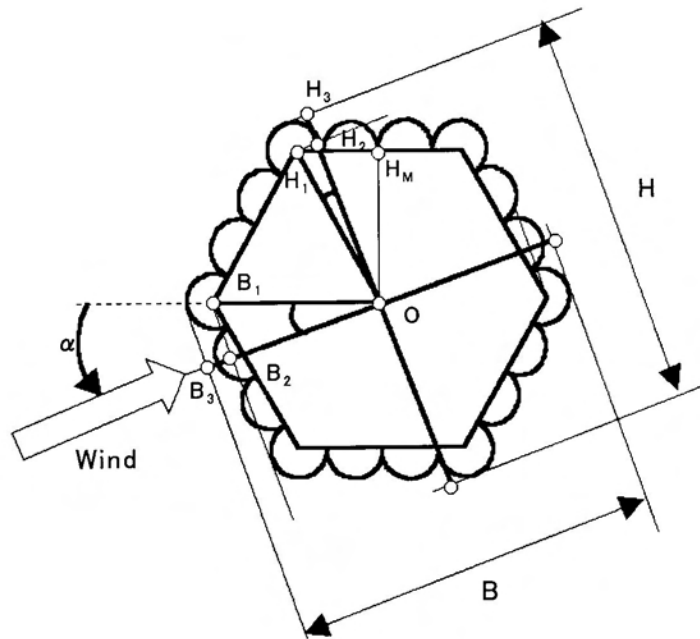
$$OH_3=OH_2 + H_2H_3= 0.03 \cos (30^\circ - \alpha) + 0.005$$

$$\therefore H=2 OH_3=0.06 \cos (30^\circ - \alpha) + 0.01 \quad (3.4.a)$$

$$OB_2=OB_1 \cos (\angle B_1OB_2) \\ =0.03 \cos \alpha$$

$$OB_3=OB_2 + B_2B_3= 0.03 \cos \alpha + 0.005$$

$$\therefore B=2 OB_3=0.06 \cos \alpha + 0.01 \quad (3.4.b)$$



(a) Type A

図 3-12 模型高さ H および模型幅 B の算出図

● Type C について

$$O_{H_2H_1}=0.035(\text{m}), \quad O_{B_1B_1}=0.02\sqrt{3}(\text{m}), \quad H_2H_3= B_2B_3=0.005(\text{m}),$$

$$O_{H_1O_{H_2}}=0.01\sqrt{3}(\text{m}), \quad O_{B_1O_{B_2}}=0.02(\text{m}),$$

$$\angle H_1O_{H_2}H_2=\angle B_1O_{B_1}B_2=\angle O_{H_2}O_{H_1}O_{H_3}=\angle O_{B_2}O_{B_1}O_{B_3}=30^\circ - \alpha$$

$$O_{H_2H_2}=O_{H_2H_1} \cos (\angle H_1O_{H_2}H_2)$$

$$=0.035 \cos (30^\circ - \alpha)$$

$$O_{H_2H_3}=O_{H_2H_2}+ H_2H_3$$

$$=0.035 \cos (30^\circ - \alpha)+0.005$$

$$O_{H_2O_{H_3}}= O_{H_1O_{H_2}} \sin (\angle O_{H_2}O_{H_1}O_{H_3})$$

$$= 0.01\sqrt{3} \sin (30^\circ - \alpha)$$

$$\therefore H=2 O_{H_2H_3}+ O_{H_2O_{H_3}}$$

$$=0.07 \cos (30^\circ - \alpha) + 0.01\sqrt{3} \sin (30^\circ - \alpha) + 0.01 \quad (3.5.a)$$

$$O_{B_1B_2}=O_{B_1B_1} \cos (\angle B_1O_{B_1}B_2)$$

$$=0.02\sqrt{3} \cos (30^\circ - \alpha)$$

$$O_{B_1B_3}= O_{B_1B_2}+ B_2B_3$$

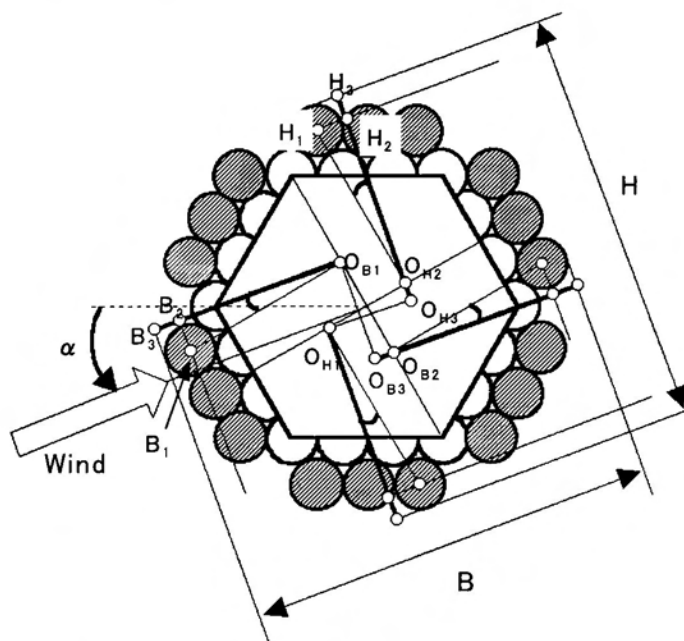
$$=0.02\sqrt{3} \cos (30^\circ - \alpha)+0.005$$

$$O_{B_2O_{B_3}}= O_{B_1O_{B_2}} \sin (\angle O_{B_2}O_{B_1}O_{B_3})$$

$$= 0.02 \sin (30^\circ - \alpha)$$

$$\therefore B=2 O_{B_1B_3}+ O_{B_2O_{B_3}}$$

$$=0.04\sqrt{3} \cos (30^\circ - \alpha) + 0.04 \sin (30^\circ - \alpha) + 0.01 \quad (3.5.b)$$



(b) Type C

図 3-12 模型高さ H および模型幅 B の算出図

3.2.2 実験結果

1) レイノルズ数の影響について

図 3-13 に迎角 $\alpha = 0^\circ$ での Type A と Type C のレイノルズ数と抗力係数 C_D の関係をそれぞれ示す。図 3-13 より、基本断面である Type A に比べ、Type C ではレイノルズ数の増加に伴って抗力係数 C_D が大きく減少している。この抗力係数 C_D の減少の割合は図 3-13 で示した迎角 $\alpha = 0^\circ$ の場合に一番大きく、迎角 α の増大にしたがって、その割合は小さくなり、迎角 $\alpha = 16^\circ$ 付近を境として再び大きくなっている(図 4-9(a)参照)。このように、Type C の断面形状では $Re \approx 3.7 \times 10^4$ 付近で臨界レイノルズ数に達している。一般に平滑な円断面の臨界レイノルズ数は $Re \approx 3.5 \times 10^5$ 付近であることが知られている³⁻²⁾。近年では第 2 章で述べたように、表面に変化をつけ表面粗度の効果をもたせることで臨界レイノルズ数を小さくし、抗力係数を低減させる試みがなされている³⁻³⁾。このようにケーブル表面に粗度を設けた場合と同じく、Type C のようなストランド配置とすることで、臨界レイノルズ数が低くなることが確認できた。

また、耐風設計風速に相当するレイノルズ数域は 2.8×10^5 付近であるが、本研究では風洞の閉塞率の関係で、高レイノルズ数域での実験は行なっていない。2.4 で述べたように、より高いレイノルズ数域においては抗力係数の再増大の可能性があるため、設計風速相当のレイノルズ数領域で必要要件を満たすかどうかの検討が必要である。

2) 抗力および揚力について

抗力係数 C_D および揚力係数 C_L がほぼ一定の値を示していた測定範囲 $3.7 \times 10^4 \leq Re \leq 8.2 \times 10^4$ の範囲において Type A と Type C の空気力係数について比較する。そこで、 $Re = 7.0 \times 10^4$ において、迎角に対する抗力係数 C_D と揚力係数 C_L の変化を図 3-14 と図 3-15 にそれぞれ示す。

図 3-14 から、Type A に比べ、Type C では抗力係数 C_D が 6 割から 8 割程度の値を示しており、Type C のストランド配置とすることで風荷重の低減効果が得られる。

図 3-15 より、Type A においては迎角 α が $0^\circ \sim 16^\circ$ の間で揚力勾配が負となっており、準定常理論に基づく Den Hartog の判別式³⁻⁴⁾から考察すると、Type A は Type C に比べてギャロッピングに対して不安定な断面であると考えられる。以上より、静的空気力測定においても Type A が空力的に不安定であるという結果が得られ、応答実験と同様の傾向を示した。

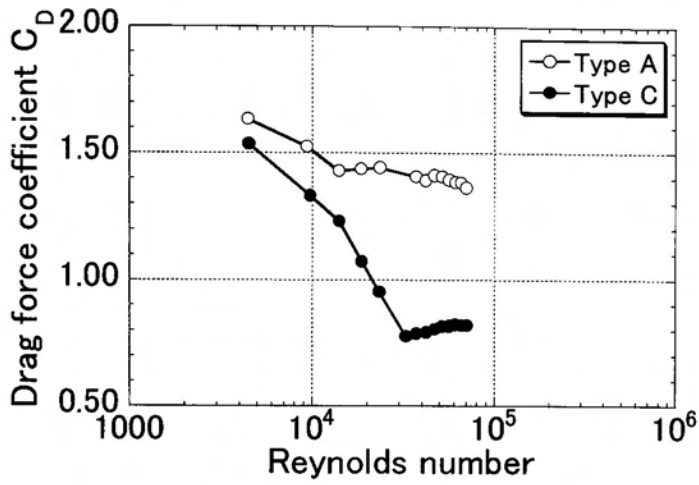


図 3-13 Re 数による抗力係数の変化

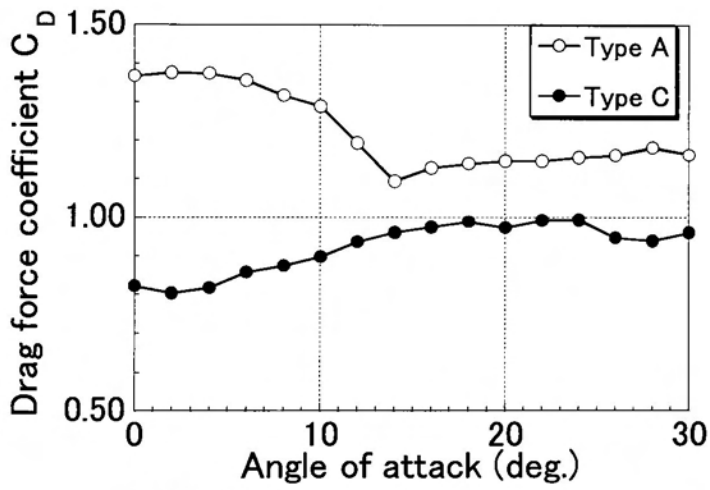


図 3-14 抗力係数 ($Re=7.0 \times 10^4$)

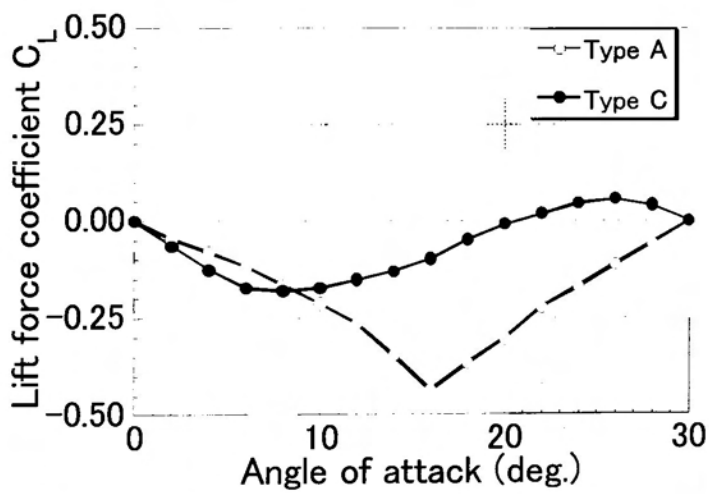


図 3-15 揚力係数 ($Re=7.0 \times 10^4$)

3.3 可視化による周辺流れ特性

ストランドの配置の違いが空力特性へ及ぼす影響について、後流の特性から定性的に検討するため、可視化実験を行なう。

3.3.1 実験概要

可視化実験はスモークワイヤー法を用いて行なった。スモークワイヤー法は流れの可視化手法のひとつであり、金属細線(本実験ではステンレスワイヤー)に油(本実験では流動パラフィン)を塗布し、その細線に電流を流し、白煙を発生させて風洞気流を線光源により可視化するという方法である。この方法はきわめて簡便かつ制御が容易な上、様々な流れに適用が可能のために、広く一般に用いられている³⁻⁵⁾。本実験では発煙時間を長くするため、流動パラフィンにアルミ粉末を混合した³⁻⁶⁾。また、設定電圧は20Vで固定して行った。

実験には可視化実験用小型風洞(測定断面高さ400mm、幅400mm)を使用した。風洞風速は $V=0.6\text{m/s}$ で一定とし、模型を静止させた場合について実験を行った。供試模型は応答実験で用いたものの1/5のサイズ($D=14\text{mm}$)とし、上下の光源からの光が通過するようにアクリル製のものを使用した。

可視化映像の撮影には高速度ビデオカメラ(Motion Scoop, LEDLAKE CAMERA社製)を用いた。システム図を図3-16に示す。カメラヘッドによって撮影された映像はコントロールユニットのモニターで再生されながら、同時に内蔵メモリに格納される。撮影終了後、メモリに格納された映像をスロー再生しDVレコーダーにデジタル映像として録画した。

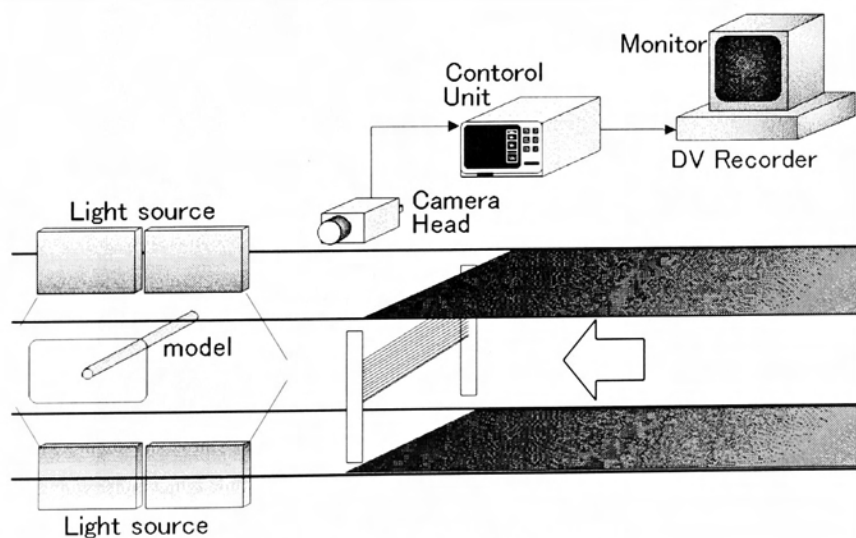


図 3-16 可視化システム図

3.3.2 実験結果および剥離点に関する考察

図 3-17, 図 3-18 に静止状態での Type A, Type C の可視化映像を示す. 尚, これらの図は風洞風速 $V=0.6\text{m/s}$ において, 模型を静止させた状態での可視化映像であり, 実験時のレイノルズ数は $Re=6.0\times 10^2$ であった.

図 3-17 より, ギャロッピング的な振動が発生した Type A では, 剥離流が強く巻き込み, 規則的な渦列を形成しつつ剥離している. それに対して, Type C の映像(図 3-18)では, 剥離流の巻き込みは弱く, Type A に比べると模型よりも離れた位置で剥離流は巻き込み, 模型後方において模型から遠い位置では流線が乱れている. このように Type A では模型後流域の近傍で剥離流が強く巻き込んでいるため, Type C よりも模型後方での負圧が大きくなっていると考えられる. この背圧の違いによって, Type A では Type C よりも抗力が大きくなっている(図 3-14).

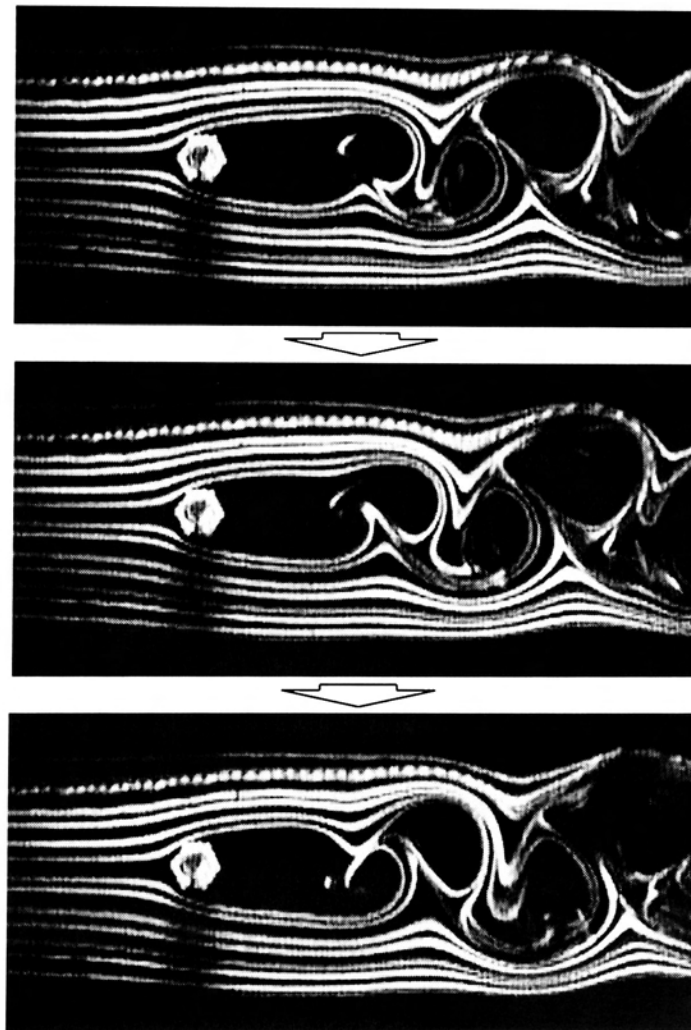


図 3-17 Type A の可視化映像(剥離流の半周期)

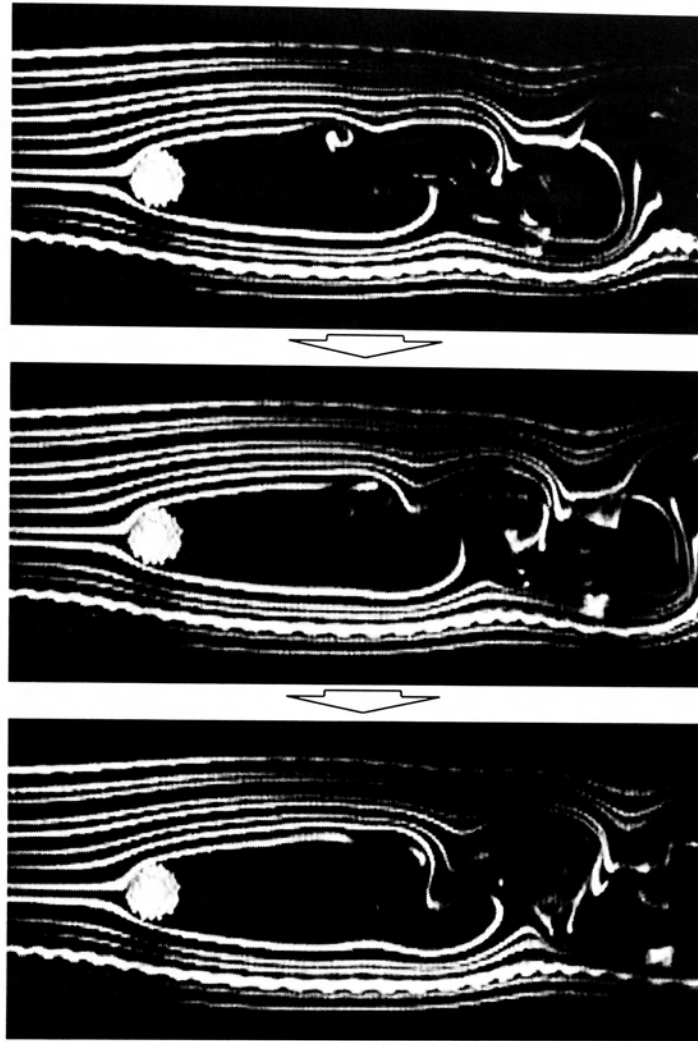


図 3-18 Type C の可視化映像(剥離流の半周期)

このように後流の違いが空力特性に大きく影響しているが、後流の流況が違う原因としては、剥離点でのストランド配置が考えられる。Type A では六角形にストランドが配置されており、Type B, E でも外周のストランド間隔が広く配置されている。これらの場合は、図 3-19(a), (b)に示されるように、剥離点にあたるストランドは1つである。このような場合には、剥離点がほぼ固定されるため、図 3-17のように剥離流が大きく巻き込み、ギャロッピングの発生や空気力の増大という結果をもたらしたと考えられる。また、Type C, Dにおいては、図 3-19(c)に示したように剥離点近傍のストランドが適度な間隔を持って配置されているため、剥離点が2ヶ所存在する。このため、剥離干渉法³⁻⁷⁾と同じように、上流側のストランドからの剥離流が下流側のストランドに干渉され、明確な剥離渦が生じなかったことが空力特性の改善をもたらしたと考えられる。Type C, Dの他の迎角についても、限定型の振動が発生していない迎角 $\alpha = 30^\circ$ 付近の場合では、剥離点近傍で

同様の剥離干渉効果が得られるストランド配置(上流側と下流側のストランドが 30° 近い角度で位置している(図 3-19(d), (e)))となっている。限定型の振動が発生している場合には、剥離干渉効果が弱まるとともに、模型断面の非対称性によって、模型上面と下面の圧力差が生じることが振動発生の一つの要因となっていると考えられる。

可視化実験時のレイノルズ数は、 $Re=6.0 \times 10^2$ で、可視化実験以外の風洞実験時のレイノルズ数 $Re=10^3 \sim 10^5$ に比べると、かなり小さいためにレイノルズ数の影響が考えられる。しかし、可視化実験時の Type A と Type C の後流特性に差があったように、より高いレイノルズ数域においても Type A と Type C の後流特性には差が生じていると類推できる。また、レイノルズ数の増大とともに、剥離流は模型により近い位置で層流から乱流へと遷移するようになるという既往の研究³⁻⁸⁾から、可視化実験以外の風洞実験時には、剥離流が巻き込む位置は模型により近づいていると考えられる。

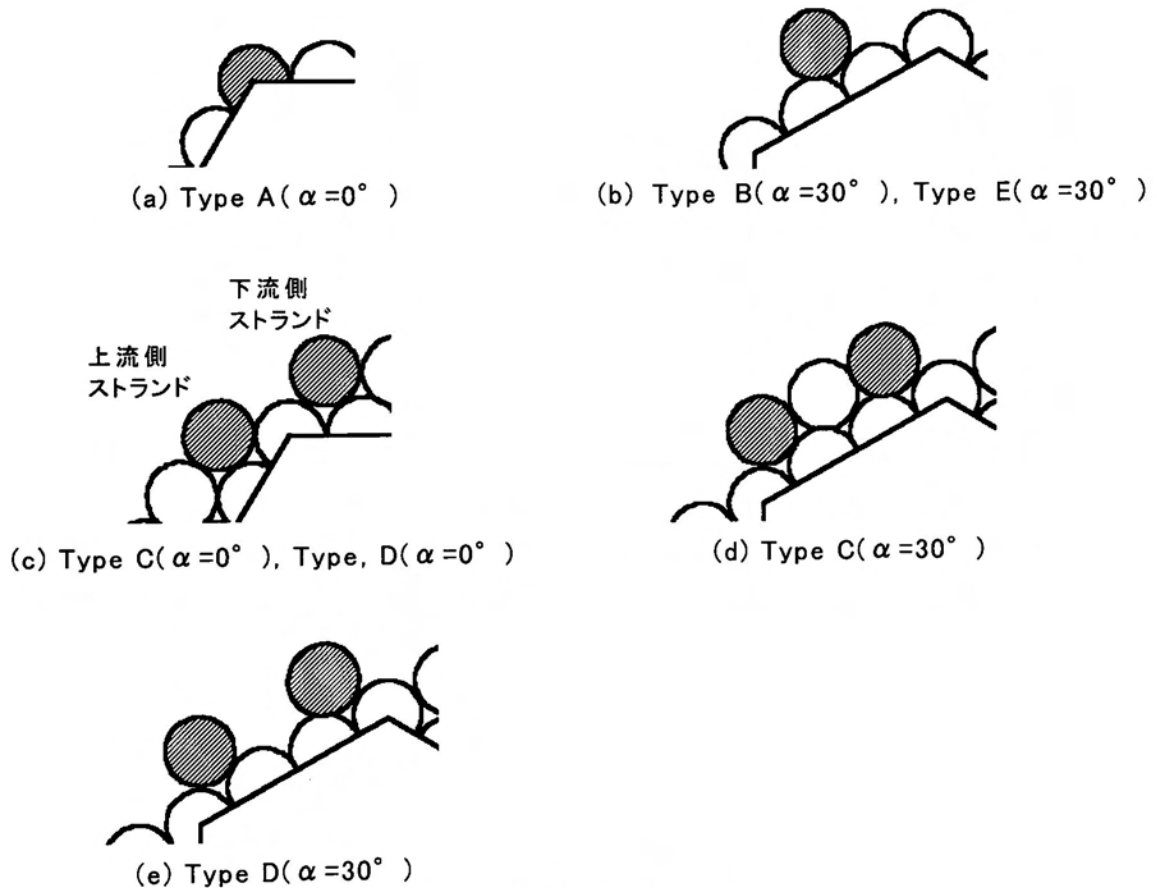


図 3-19 剥離点の形状

3.4 まとめ

本章では上下1自由度応答実験を行い、いくつかのストランド配置から発散型の振動が発生するケースと限定型の振動が発生するケースを確認した。その2つのケースから代表的なストランド配置について静的空気力測定を行い、ストランド配置による風荷重への影響を検討するとともに、揚力係数の変化から応答実験の結果との対応を確認した。また、2つのケースの可視化実験を行って、それぞれの後流の様子について比較した。以下に本研究で得られた主な結果を列挙する。

- ① マルチストランドケーブルでは円断面ケーブルに比べ、渦励振時の振幅が1割から3割程度抑制される。
- ② 離点近傍にストランドが1個配置されるようなストランド配置では、ギャロッピング的な発散振動と考えられる発散力の大きい振動が発生する。
- ③ 剥離点近傍にストランドが2個配置されるようなストランド配置では発散型の振動は抑制される。この原因として、2つの剥離点が流れの剥離に対して干渉しあい(b)のストランド配置よりも空力特性が安定するためと考えられる。しかし、渦励振および渦励振の発生風速よりも高い風速域での限定型の振動は発生する。
- ④ ②のストランド配置に比べ、③のストランド配置では、渦励振の振幅がさらに2割から3割程度抑制されている。
- ⑤ ②と同様なストランド配置とした場合、剥離流が模型後流域の近傍で剥離流が強く巻き込んでいるため、抗力係数が大きくなる。また、迎角に対する揚力係数の変化が負勾配を示す範囲が広く、③のストランド配置に比べギャロッピングに対して不安定である。
- ⑥ ③と同様なストランド配置とすることで、平滑な円断面よりも臨界レイノルズ数を低下させる効果がある。また、②のストランド配置に比べ、③のストランド配置では、剥離流の巻き込みが弱く、模型よりも離れた位置で剥離流が巻き込んでいるため、2割から4割程度の風荷重の低減効果がある。

<参考文献>

- 3-1) 岡島厚, 杉谷賢一郎: 一様流中で種々な方向に振動する円柱, 九州大学応用力学研究所所報, No.57, pp.229-245, 1982.
- 3-2) 岡内, 伊藤, 宮田: 耐風構造, 丸善(株), 1977.
- 3-3) 宮田利雄, 山田均, 北条哲男: 表面粗度を持つケーブルの空力特性に関する実験的研究, 橋梁と基礎, Vol.27, No.9, pp.30-36, 1993.
- 3-4) Den Hartog, J. P.: *Mechanical Vibrations*, MacGraw-Hill, 1984.
- 3-5) 流れの可視化学会編: 流れの可視化ハンドブック, 朝倉書店, pp.273-285
- 3-6) 深町信尊, 大屋裕二, 中村泰治: 流れの可視化におけるスモークワイヤー法の一改良, 九州大学応用力学研究所所報, No.65, 1982.
- 3-7) 久保喜延, 小石明, 田崎賢二, 中桐秀雄: 橋梁断面における空力干渉作用のメカニズムについて, 第13回風工学シンポジウム論文集, pp.353-358, 1994.
- 3-8) Basu, R.I.: Aerodynamic forces on structures of circular cross-section, Part1. *Jour. Wind Eng. & Indust. Aero.*, Vol.21, pp.273-294, 1985.

第4章

ヘリカルストランド設置時の空力特性

前章では、マルチストランドケーブルの最外縁のストランド配置を変化させ、一連の風洞実験を行い、その空力特性について検討を重ねた。その結果、剥離点近傍にストランドが2個配置されるようなストランド配置では発散型の振動は発生していなかった。しかし、渦励振などの限定型の振動は発生しており、その制振対策として、本章ではヘリカルストランドを提案し、設置した場合の空力特性について検討する。このヘリカルストランドは、マルチストランドケーブルを束ねる役割と剥離流を乱す効果を期待して、ケーブルの周囲に螺旋状に巻きつけたストランドである。ケーブルに螺旋状の付属物を設置して風による振動を抑制している研究例として、ケーブルに螺旋状のチューブを巻きつけた螺旋状突起方式があり、巻く方向、ピッチを適切に選ぶことにより制振効果が期待できることが確かめられている⁴⁻¹⁾。また、明石海峡大橋では、空力的制振対策としてハンガーロープにロープが螺旋状に巻きつけられており、渦励振、ウェークギャロッピングに対してその効果が報告されている⁴⁻²⁾。

そこで、本章ではこのヘリカルストランドの設置が、空力特性へ与える影響について検討するため、応答実験および静的空気力測定を行う。さらに、振動抑制の効果を把握することを目的として、後流の流速測定、圧力測定を行い、ヘリカルストランドを巻き付ける角度やその径がケーブル周辺の流況に対して与える影響についても検討を行う。

4.1 空力応答特性に与える影響

4.1.1 実験概要

ヘリカルストランド付きストランドケーブル模型に対する上下1自由度応答実験は3.1で示す支持装置と計測システムを用いて行った。実験に使用した供試模型の断面は第3章の結果から発散型の振動が発生していなかったType Cのストラ

ンド配置とした。また、ヘリカルストランドを設置する際には、巻きつける角度 ψ を図 4-1 のように定義し、 $\psi=30^\circ$ 、 45° 、 60° でストランドを設置した。その他のパラメーターとして、ヘリカルストランドの径を $\phi=0.10D$ 、 $0.15D$ 、 $0.20D$ と変化させ、それぞれについて巻きつける本数を図 4-1 で示すように 1 本とした場合と 2 本とした場合について実験を行った。供試模型の迎角 α は $0^\circ \sim 30^\circ$ まで 10° 刻みで変化させた。各実験ケースの応答特性について詳しく検討するため、スクルートン数は実ケーブルの 1/5 程度とし、模型が振動しやすい状態で実験を行った。風向きについてはケーブル軸に直角とした。

表 4-1 模型諸元

使用断面	Type C
代表長: D (m)	0.07
長さ: l (m)	0.80
質量: m (kg/m)	0.60~0.65
振動数: f (Hz)	2.8~2.9
構造減衰率: δ_s	0.0010~0.0012
スクルートン数: S_c	3.4~2.7

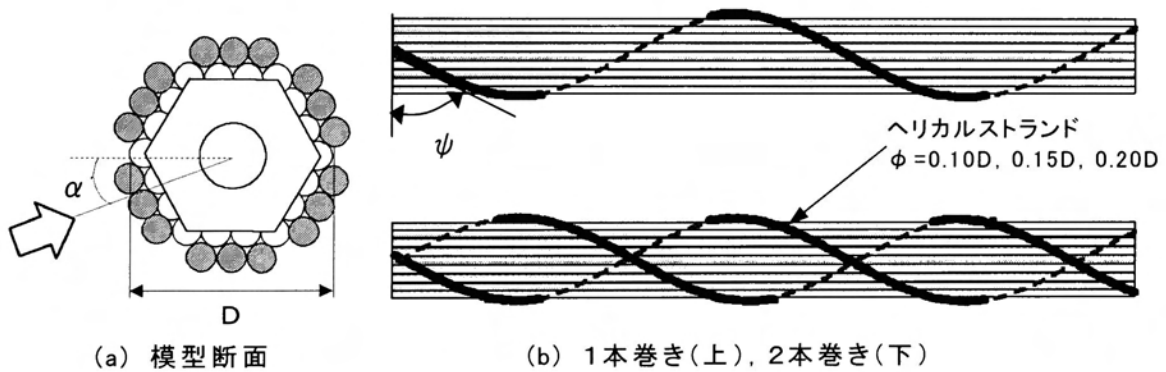


図 4-1 ヘリカルストランド設置時

4.1.2 実験結果

1) ヘリカルストランドの巻き角 ψ を変化させた場合

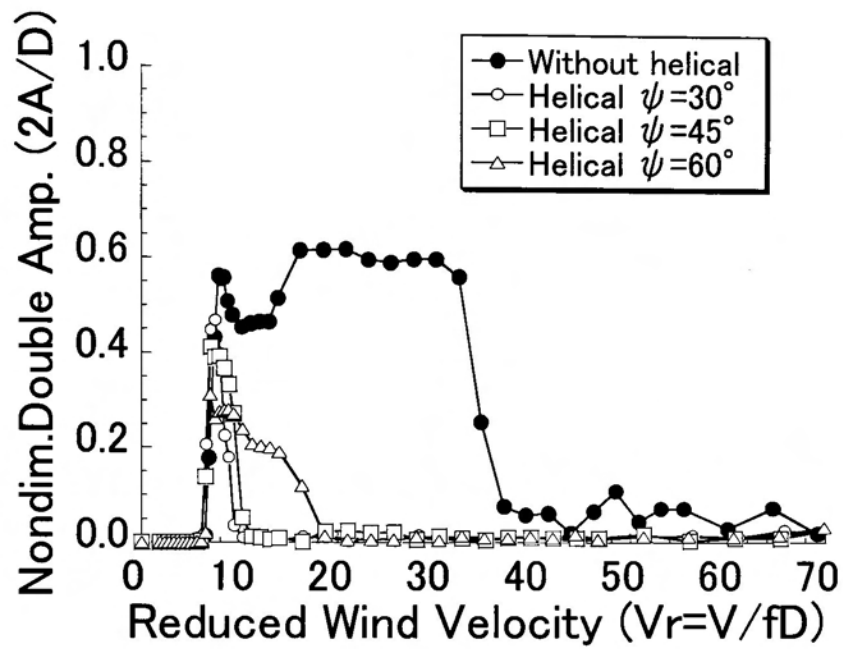
マルチストランドケーブルを構成しているストランドは、図 4-1 に示す供試模型では径 $\phi=10\text{mm}$ の丸棒によって模擬されている。ヘリカルストランドを設置する場合でもその径がマルチストランドを構成しているストランドと同一である方

が経済的である。そこでヘリカルストランドの巻き角 ψ を変える場合には、同一の径である $\psi \approx 0.15D$ (10mm)のヘリカルストランドを巻きつけて実験を行った。

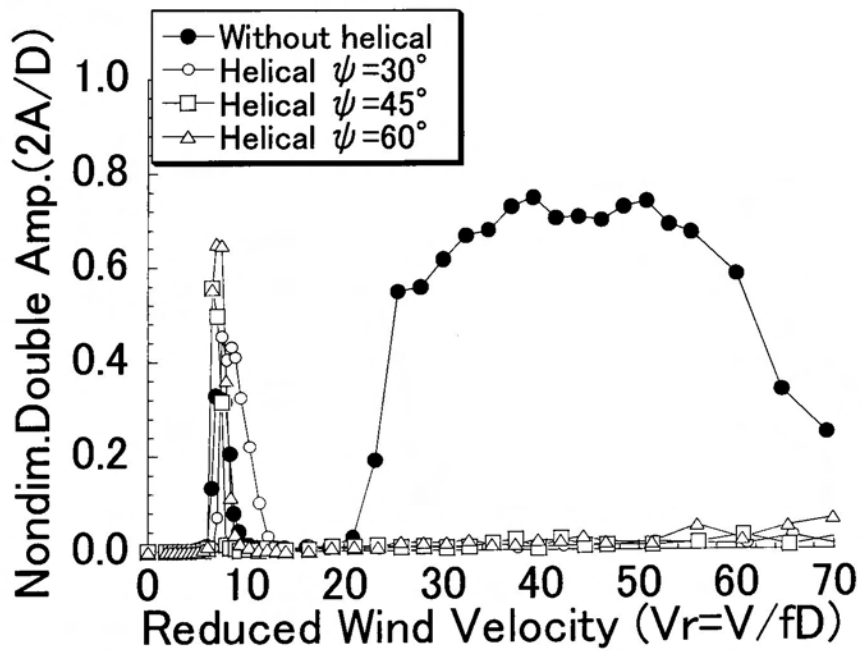
各巻き角でヘリカルストランドを巻き付けた場合の応答図を迎角ごとにまとめたものを図 4-2 に示す。なお、図に示した迎角は、ヘリカルストランドを巻きつけていない場合に渦励振の発振風速よりも高い風速域で振動が発生していた $\alpha = 10^\circ$ と 20° の場合である。

図 4-2 に示すように、ヘリカルストランドなしのケースで発生していた特定の換算風速範囲で発生していた振動は、どの巻き角の場合でも抑制されている。また、Type C と同様に特定の換算風速範囲で振動が発生した Type D のストランド配置の場合でも、ヘリカルストランドを巻きつけることで振動は抑制された。さらに、各巻き角でのヘリカルストランドによる振動抑制効果の程度について検討するため、図 4-3 に換算風速と空力減衰率の関係を示す。図 4-3 より、空力減衰率についてもヘリカルストランドを設置することで空力減衰率の値は大きくなっており、励振力の抑制についてもヘリカルストランドの効果が確認された。

前述のように、ヘリカルストランドを巻きつけることで、渦励振の発振風速よりも大きな風速域での振動は迎角に関係なく抑制された。しかし、渦励振については、ヘリカルストランドの有無に関わらず $Vr=8$ 付近で渦励振が発生しており、振幅の抑制効果にもばらつきがある。ここで、図 4-4 に渦励振時の空力減衰率を無次元倍振幅に対して示す。この図によると、いずれの迎角の場合でも、ヘリカルストランドの設置前に比べ、ヘリカルストランド設置時の空力減衰率のほうが若干大きな値を示しており、その効果が認められたが、顕著な効果が得られたとは言えない。しかし、渦励振の制振対策として一般に用いられているダンパーによる減衰付加効果が 0.06~0.08 程度である⁴⁻³⁾ことを考慮すると、いずれのケースでも構造的制振法の併用により十分に制振可能な範囲である。

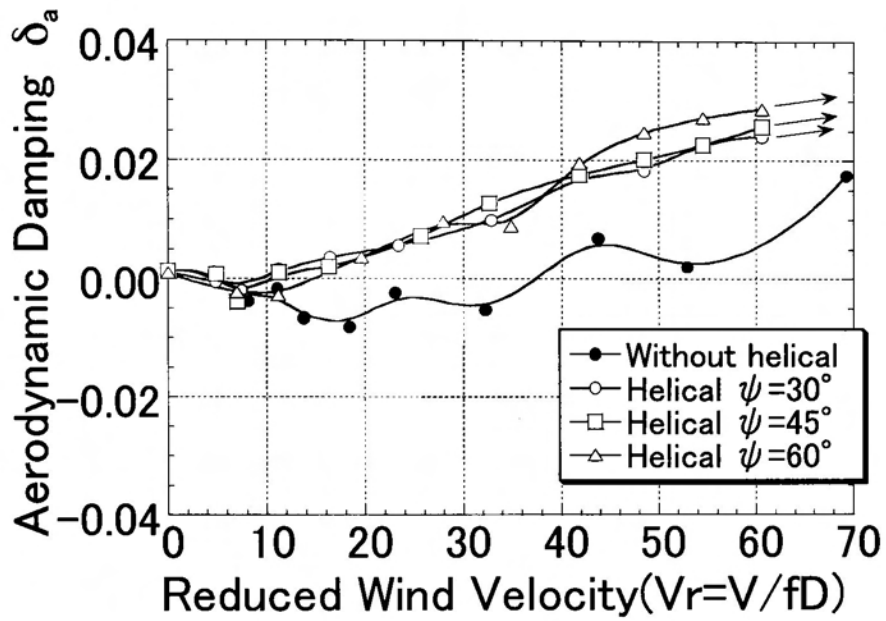


(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$

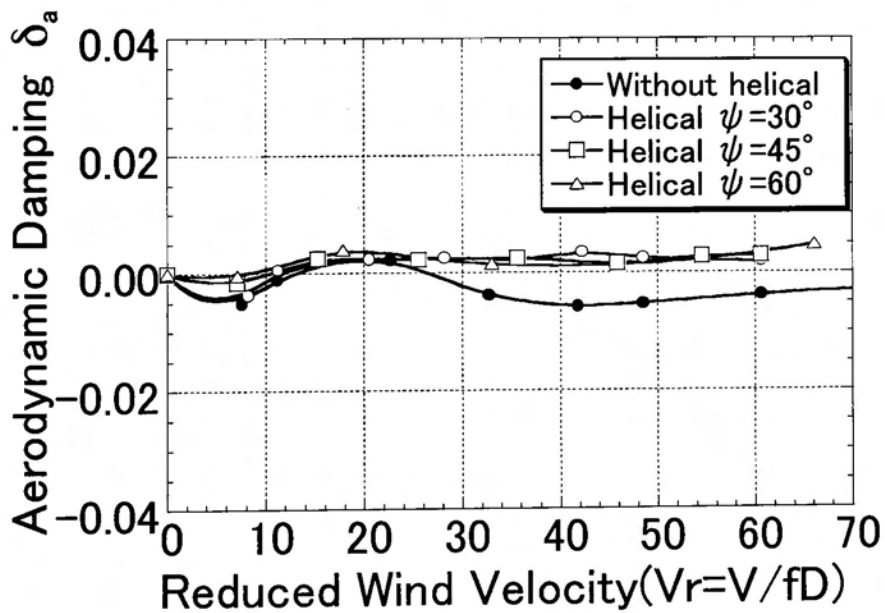


(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-2 ヘリカルストランド($\phi=0.15D$)の巻き角 ψ の違いによる応答

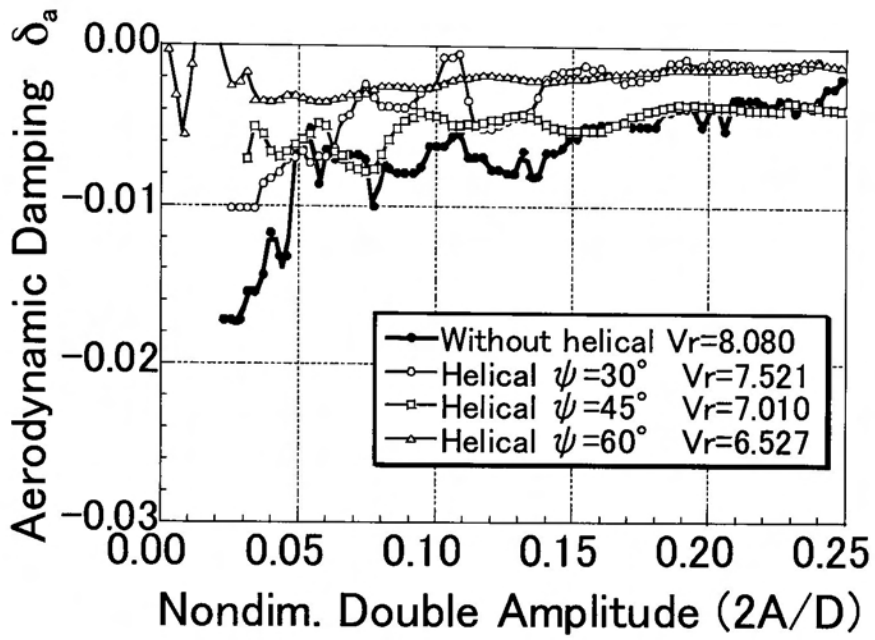


(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$

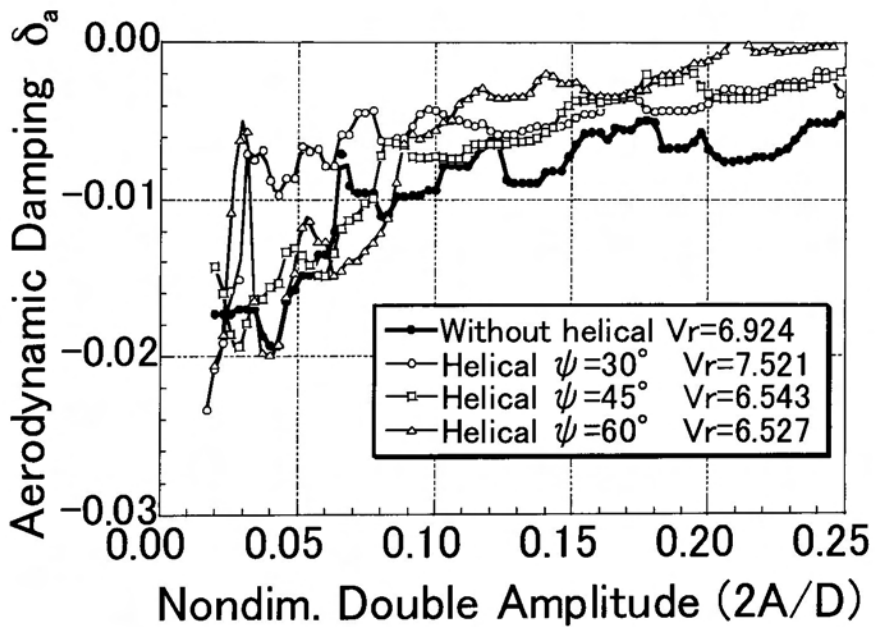


(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-3 ヘリカルストランド($\phi=0.15D$)の巻き角 ψ の違いによる空力減衰率 ($2A/D=0.4$)



(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$



(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-4 ヘリカルストランド($\phi=0.15D$)の巻き角 ψ の違いによる渦励振時の空力減衰率

2) ヘリカルストランドの径 ϕ を変化させた場合

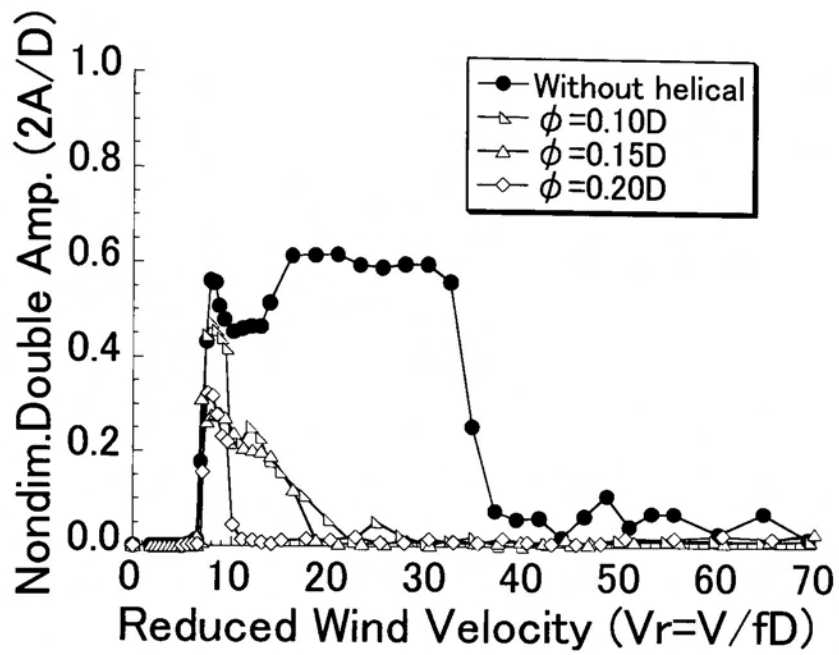
ヘリカルストランドを巻きつける角度 ψ を、他の巻き角よりも若干空力減衰率が大きかった $\psi=60^\circ$ で固定して、ヘリカルストランドの径 ϕ を $0.10D\sim 0.20D$ まで変化させた。その応答図を図4-5に示す。

図4-5(a), (b)より、その径 ϕ を変えた場合、径 ϕ が大きくなるほど広い換算風速範囲での振動の抑制に効果を示している。特に、迎角 $\alpha=20^\circ$ (図4-5(b))の $\phi=0.10D$ のケースでは、振動発生風速は高くなっているが、ヘリカルストランドなしの場合と同様に $2A/D=0.7$ 程度の振幅を伴った振動が発生している。しかし、 $\phi=0.15D$, $\phi=0.20D$ の場合ではこのような振動は発生していない。以上より、渦励振の発生風速域よりも高い風速域で発生する振動の抑制には、巻き角を $\psi=60^\circ$ の場合、少なくとも $0.15D$ 以上の径のケーブルを巻きつける必要があると考えられる。また渦励振の抑制については、ヘリカルストランドの巻き角を変化させた場合と同様に目立った抑制効果は認められない。

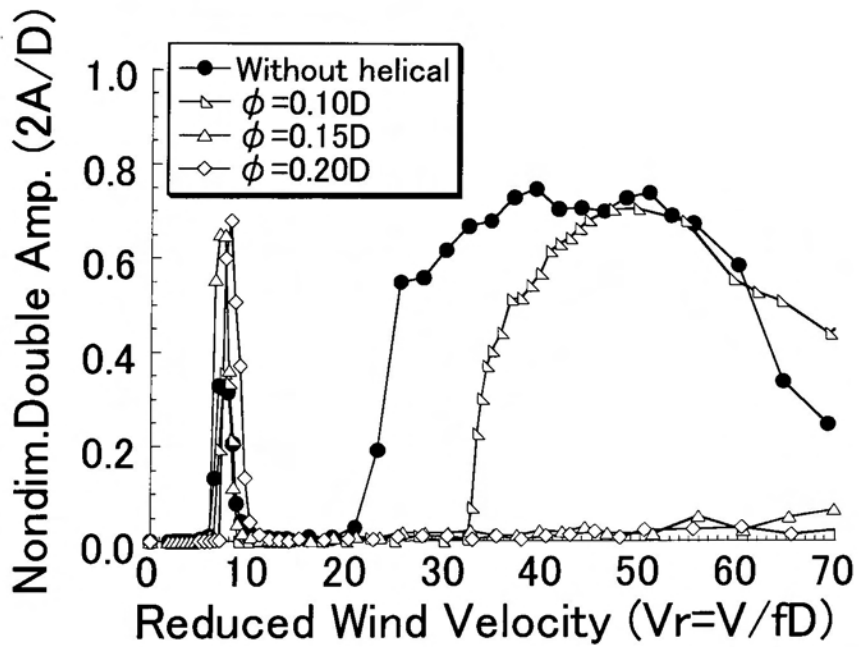
3) ヘリカルストランドの本数を変化させた場合

ヘリカルストランドの巻きつける角度 ψ を $\psi=60^\circ$ で固定し、図4-1(b)のように2本巻きつけた。その径 ϕ を $0.10D\sim 0.20D$ まで変化させた応答図を図4-6～図4-8に示す。

図4-6～図4-8より、ヘリカルストランドを2本巻きつけた場合、高い換算風速域で発生していた限定型の振動は、どの実験ケースでも発生していなかった。ヘリカルストランドを2本巻きつけた効果が特に現われているのは $\phi=0.10D$ のケース(図4-6(b))で、ヘリカルストランドが1本の場合に発生していた高換算風速域での振動は、2本巻きつけることで完全に抑制されている。このようにヘリカルストランドを2本巻きつけた場合では、高い風速域で振動は発生しておらず、その効果が確認された。また、渦励振については前述と同様に顕著な抑制効果は認められなかった。

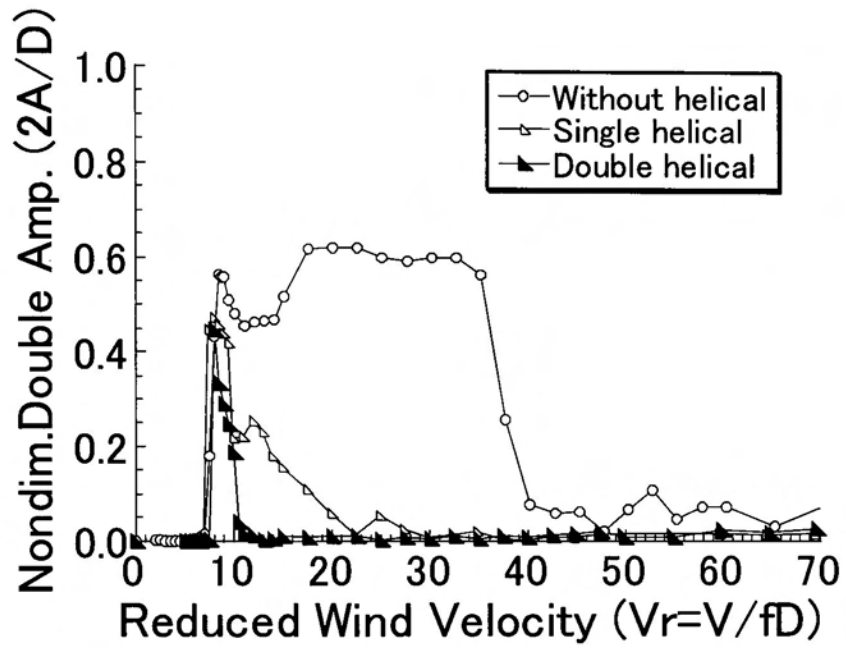


(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$

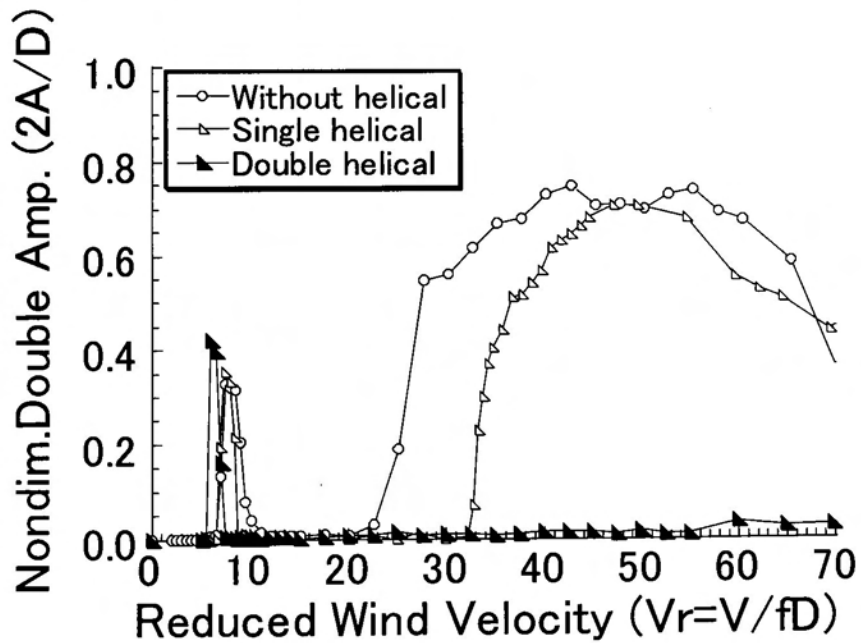


(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-5 ヘリカルストランド径 ϕ の違いによる応答 ($\psi = 60^\circ$)

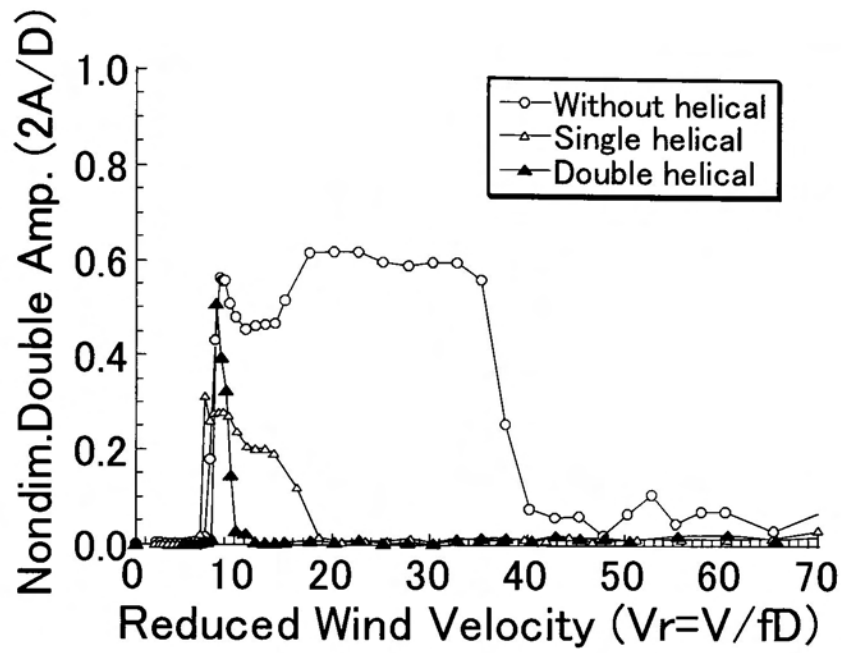


(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$

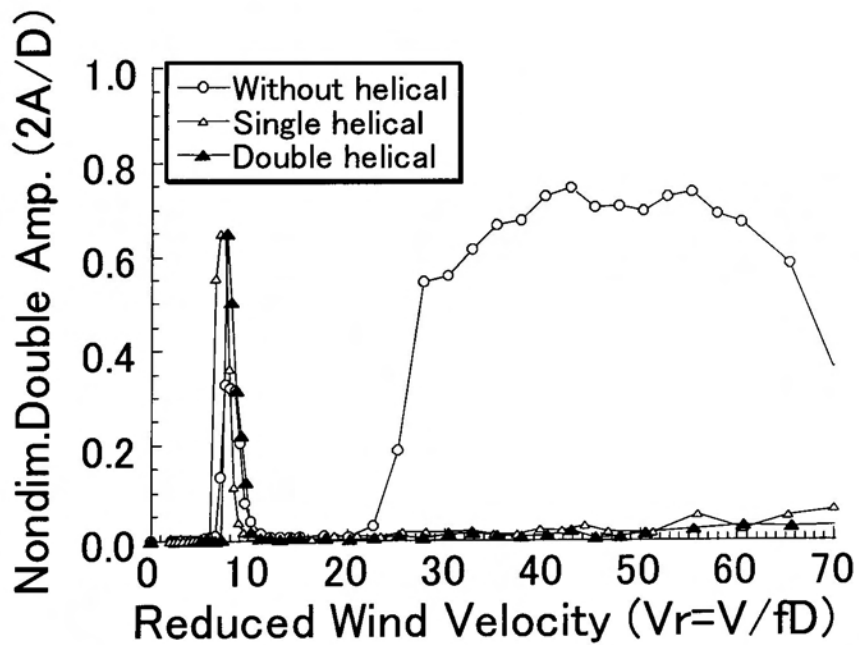


(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-6 ヘリカルストランド($\psi = 60^\circ$ 、 $\phi = 0.10D$)の本数の違いによる応答

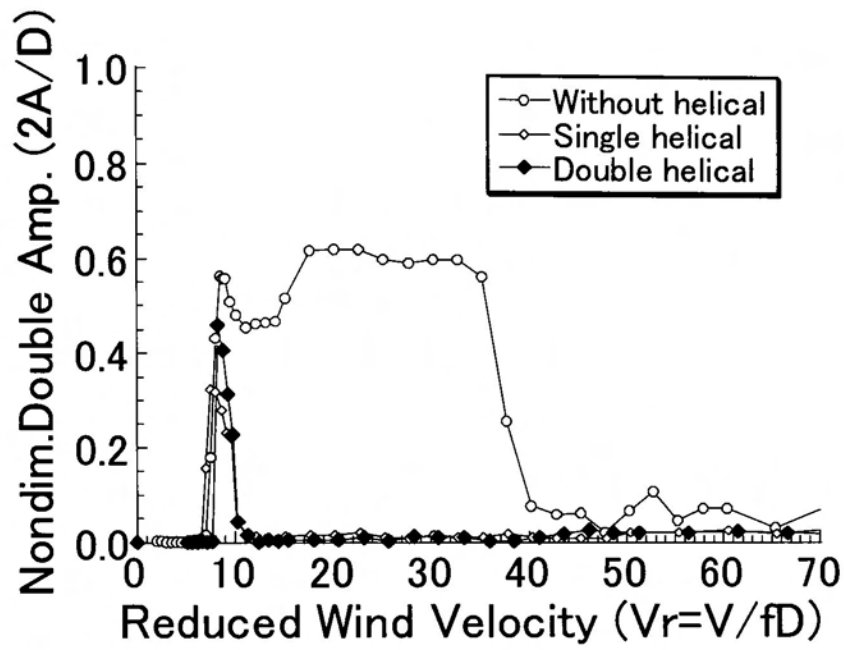


(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$

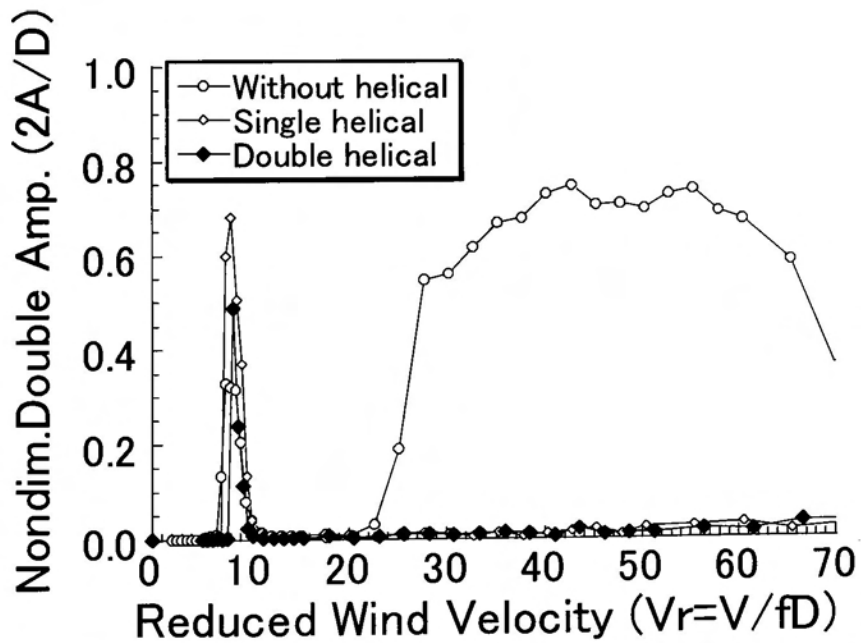


(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-7 ヘリカルストランド($\psi = 60^\circ$, $\phi = 0.15D$)の本数の違いによる応答



(a) 迎角 $\alpha = 10^\circ$



(b) 迎角 $\alpha = 20^\circ$

図 4-8 ヘリカルストランド($\psi = 60^\circ$, $\phi = 0.20D$)の本数の違いによる応答

4.2 静的空気力特性

ヘリカルストランドを設置させた状態で、3.2.1と同様の実験を行い、ヘリカルストランドの巻き角が空気力へ与える影響を明らかにする。供試模型には応答実験と同様に、図4-1の断面を用いる。ヘリカルストランドとしては4.1で振動の抑制に必要であるとされた径 $\phi=0.15D$ のものを1本だけ用い、巻き角を $\psi=30^\circ$ と $\psi=60^\circ$ として1本だけ巻きつけたものを対象とする。

1) 抗力係数について

3.2.2で述べたようにType Cのストランド配置では、 $Re < 3.7 \times 10^4$ において抗力係数はレイノルズ数に対して減少し、 $3.7 \times 10^4 \leq Re \leq 8.2 \times 10^4$ の範囲において一定値を示していた。このようにType Cのストランド配置ではレイノルズ数の影響を受けやすいため、各レイノルズ数において、迎角に対する抗力係数の変化を実験ケースごとに図4-9にそれぞれ示し、ヘリカルストランドの抗力係数への影響とともに、レイノルズ数および迎角への影響も検討した。

レイノルズ数の影響

Type Cのヘリカルストランドなしの場合(図4-9(a))では、 $Re=1.6 \times 10^4$ で抗力係数が $C_D=1.1 \sim 1.2$ であり、レイノルズ数の増加にともない、抗力係数 C_D は全ての迎角で減少している。しかし、レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ 以上の範囲では各迎角で抗力係数は一定の値を示している。それに対してType Cにヘリカルストランドを巻き角 $\psi=30^\circ$ と $\psi=60^\circ$ で巻きつけた場合(図4-9(b), (c))では、ヘリカルストランドなしの場合と同様に臨界レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ まではレイノルズ数の増加とともに抗力係数 C_D は全ての迎角で小さい値をとり、 $Re=3.7 \times 10^4$ 以上ではレイノルズ数による変化はなく、各迎角で一定値を示している。しかし、レイノルズ数の増加にともなう抗力係数の減少の割合は、ヘリカルストランドの設置前に比べると小さいため、ヘリカルストランドの設置によってレイノルズ数による影響は低減されると言える。

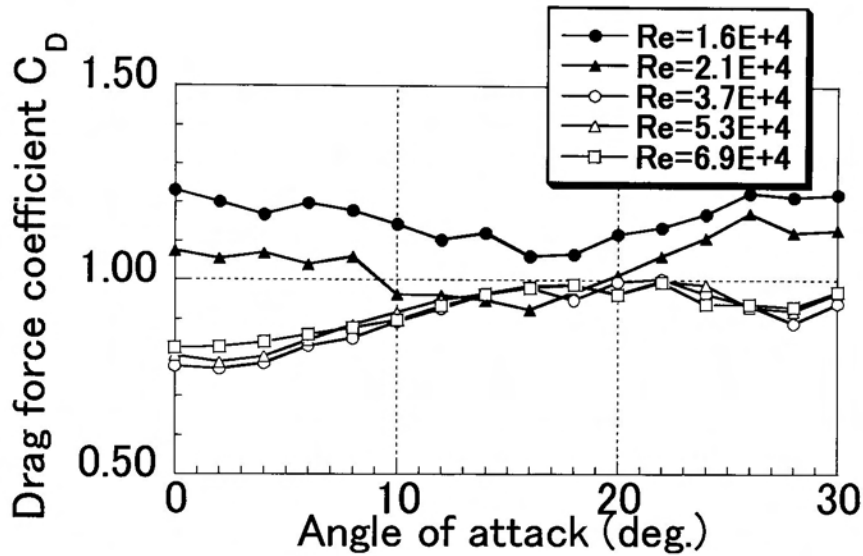
迎角の影響

ヘリカルストランドを設置していない場合(図4-9(a))に比べ、ヘリカルストランドを $\psi=60^\circ$ で巻きつけた場合(図4-9(c))では、迎角 α によらず、抗力係数 C_D はほぼ一定の値を示しており、迎角 α の変化による影響はほとんど見られなくなっている。

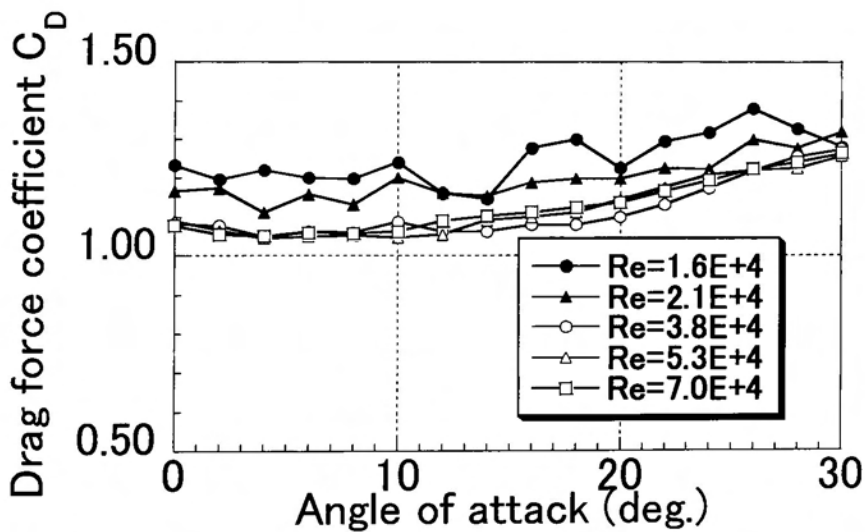
風荷重への影響

ヘリカルストランドを $\psi=30^\circ$ で巻きつけた場合(図4-9(b))では、抗力係数は $C_D=1.1 \sim 1.4$ 程度の値をとっており、ヘリカルストランドなしの場合(図4-9(a))に比べると大きな値を示している。しかし $\psi=60^\circ$ で巻きつけた場合(図4-9(c))では、抗力係数は $C_D=0.8 \sim 1.2$ 程度の値となっており、抗力係数の低減効果が認められる。このようにヘリカルストランドを $\psi=30^\circ$ で巻きつけた場合(ピッチ間隔狭い)の

方が $\psi = 60^\circ$ で巻きつけた場合 (ピッチ間隔広い) よりも抗力係数が大きくなっている。円柱に螺旋状にゴム製のワイヤーを巻きつけた場合には、そのピッチ間隔が広い場合よりも狭い場合に、剥離流が模型により近い位置で巻き込み、模型背面の圧力が低下するという報告がある⁴⁻⁵⁾。このことより、円柱模型と同様に、ストランド模型でもヘリカルストランドを密に巻きつけた場合に、模型により近い位置で剥離が巻き込むと推測でき、 $\psi = 30^\circ$ で巻きつけた場合に抗力係数が大きくなったと考えられる。

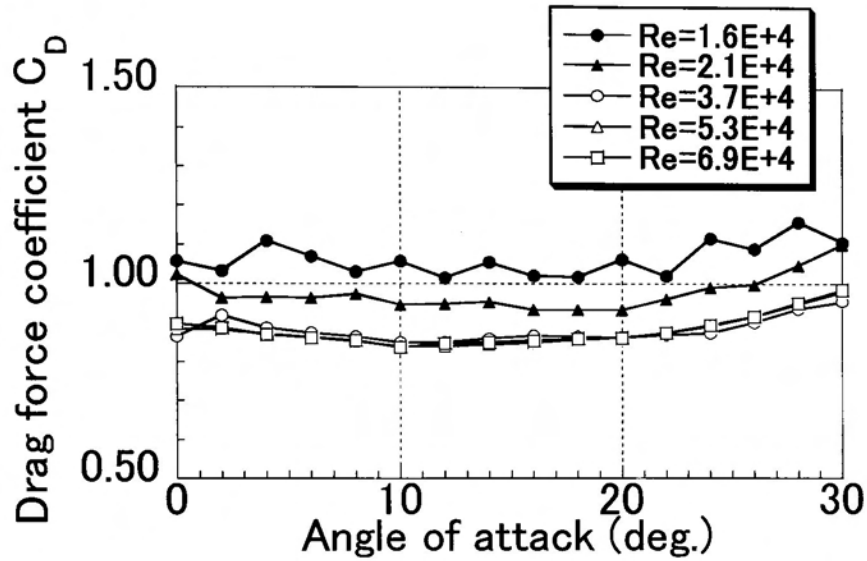


(a) ヘリカルストランドなし



(b) $\psi = 30^\circ$ で設置した場合

図 4-9 ヘリカルストランドによる Re 数と迎角に対する抗力係数 (模型断面: Type C)



(c) $\psi=60^\circ$ で設置した場合

図 4-9 ヘリカルストランドによる Re 数と迎角に対する抗力係数 (模型断面: Type C)

2) 揚力係数について

揚力係数 C_L についてもレイノルズ数が $Re \geq 3.7 \times 10^4$ の範囲においては一定値を示していた。そこで、ヘリカルストランドを巻きつけた場合の迎角に対する揚力係数の検討を行なうため、高レイノルズ数域での $Re=8.2 \times 10^4$ において、迎角に対する揚力係数を図 4-10 に示す。

図 4-10 より、ヘリカルストランドを巻き付けることで揚力係数の迎角に対する変化は小さくなっている。揚力の抑制に関しては $\psi=30^\circ$ で巻きつけた場合に、その値が $C_L \approx 0$ となっており、ヘリカルストランドの効果が認められる。また、 $\psi=60^\circ$ で巻きつけた場合でも、迎角に対しての負勾配の角度は小さくなり、安定した空力特性であるといえる。このように $\psi=30^\circ$ で巻きつけた場合の方が、迎角に対して揚力係数を均一化する効果が高い原因としては、巻き数が多いために迎角の影響が小さいことが考えられるが、巻き数に関しては今後の検討が必要である。

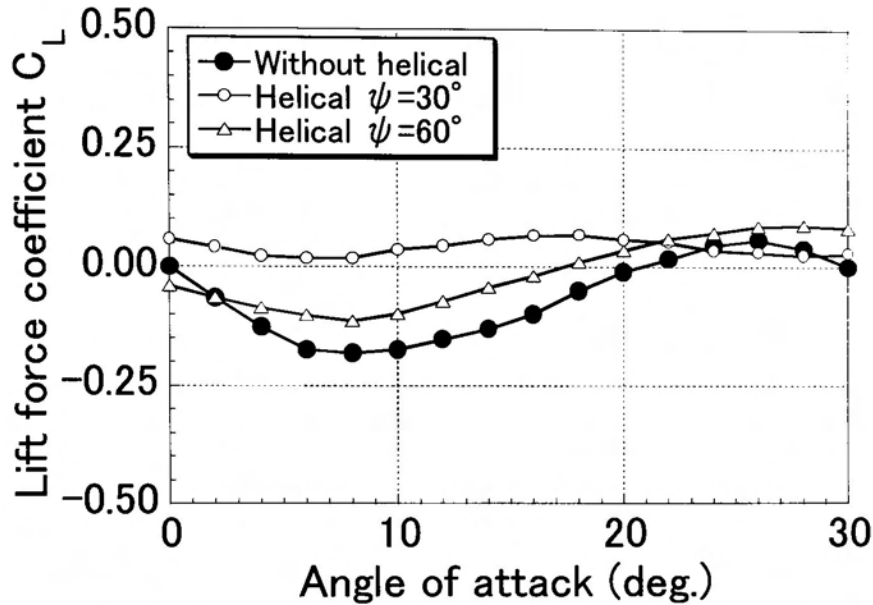


図 4-10 ヘリカルストランドによる Re 数と迎角に対する揚力係数 (模型断面: Type C)

4.3 後流の流れ特性

ヘリカルストランドを巻きつけることによって、マルチストランドケーブルの応答特性が改善され、また、巻きつける角度が大きくなった場合には風荷重を低減する効果も確認された。このような空力特性の変化の原因を明らかにすることを目的として、ストランド模型を静止させた状態で、後流の流速を測定する。ヘリカルストランドを巻きつける角度、その径、本数を変化させ、それらが、ストランド模型の後流域の流況にどの程度の影響を与えるかを検討する。

4.3.1 実験概要

実験には、九州工業大学所有の境界層型風洞縮流部(測定断面高さ 1800, 幅 1100)を用いて、一様流中で行った。模型は迎角 $\alpha = 0^\circ$ で固定し、静止させた状態でレイノルズ数 $Re = 1.5 \times 10^4 \sim 4.8 \times 10^4$ の範囲で後流流速の測定を行った。

流速の測定は、模型の下流側に固定した I 型熱線プローブと、同じく模型の下流側に置かれたトラバース装置の I 型熱線プローブによって行った。熱線流速計から得られたサンプリング周波数 500Hz, サンプリング時間 20 秒の電圧の時系列データ (V) は、あらかじめ求めておいた熱線プローブのキャリブレーションカーブから流速の時系列データ (m/s) に変換し、パーソナルコンピュータに格納した。トラバース装置に設置された I 型熱線プローブの位置は風洞外のパーソナルコン

ピューターとドライバ装置によって制御される。その制御はパーソナルコンピューターからドライバ装置を介してパルス波をトラバース装置のステッピングモーターに送り、水平方向(Y軸方向)と上下方向(Z軸方向)に移動させる。Y軸方向の測点の位置を設定する場合にはレーザー距離計を用い、Z軸方向の設定にはポテンシオメータを用いた。測定システムを図4-11に示す。

図4-12に示した測定領域は、模型の中心を $Y=0, Z=0$ とし、Y軸方向にY座標-220から+220まで22mm刻みで測定を行い、Z軸方向に0.125H毎に0.625Hまで下降させてY軸方向についてそれぞれ測定を行なった。尚、本実験では、X軸方向に関しては $X=3D$ と固定し、X軸方向に測点を移動させた測定は行なっていない。

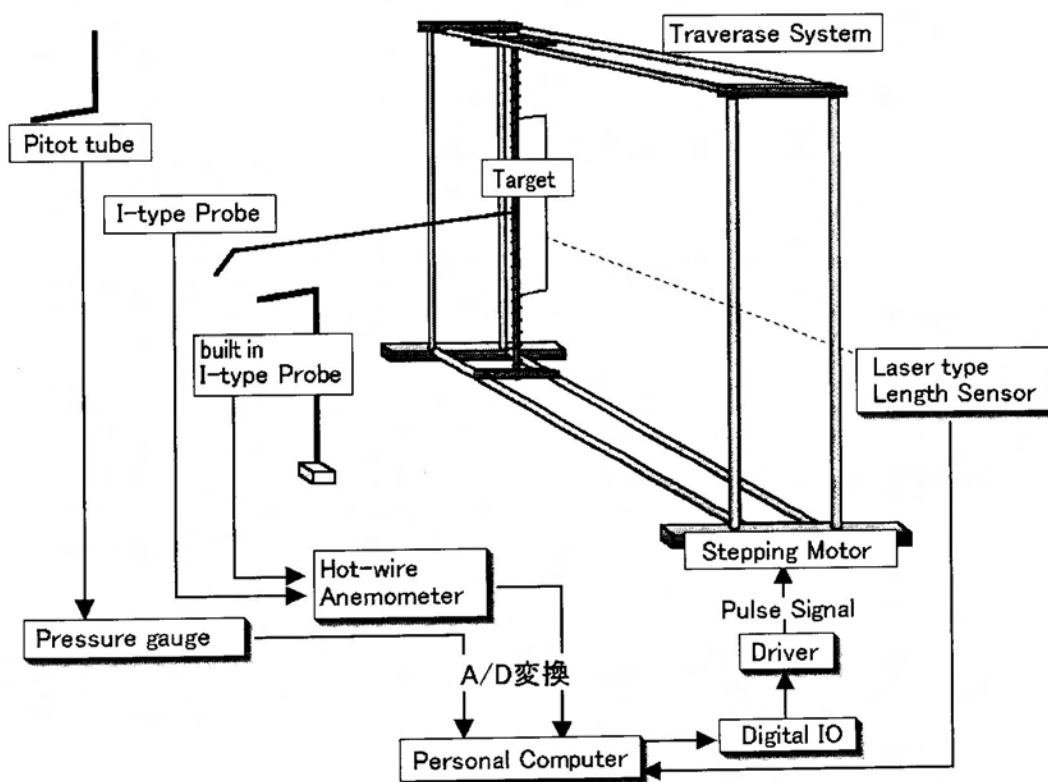
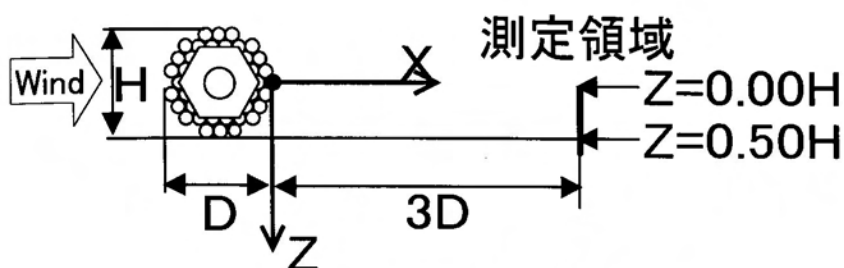
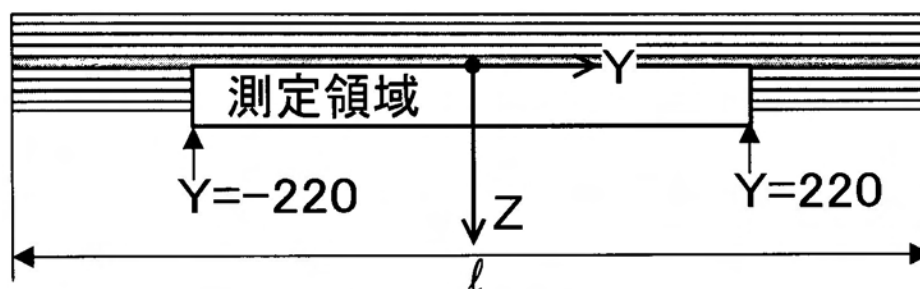


図4-11 流速測定システム



(a) 模型側面図



(b) 模型背面図

図 4-12 後流流速の測定領域

4.3.2 ヘリカルストランドによる後流の乱れ

1) パワースペクトルについて

実験で得られた流速の時系列データから ARM⁴⁻⁴⁾によりパワースペクトルを求めた。ARM による計算では、サンプリング周波数 500Hz、振動数のベクトル長さ 200とし、計算は振動数 $f=0.1\sim 40\text{Hz}$ の範囲で行った。パワースペクトルの計算はデータ数 15000 点の時系列データから 4096 個の連続したデータを取り出してスペクトル解析を行い、500 点ずらして同様の解析を 20 回繰り返して平均をとることによりスペクトルを平滑化した。

図 4-13 にヘリカルストランドの巻き角を変化させた場合の、各測点での流速の時系列データの (cut off Freq. : 30Hz) 一部と流速変動のスペクトル解析の結果を $Re=4.8\times 10^4$, $Z/H=0.50$ の場合について示す。

図 4-13(a), (b) のヘリカルストランドなし、および巻き角 $\psi=30^\circ$ の場合には、ストローハル成分の卓越したピークがある。しかし、図 4-13(c), (d) のように巻き角を $\psi=45^\circ\sim 60^\circ$ と大きくした場合には、このような卓越したピークは現われていない。以上から、ヘリカルストランドの巻き角 ψ を大きくすることで、模型後方の広い範囲で流況を大きく変化させ、渦列の形成を妨げる効果が得られることが確認された。

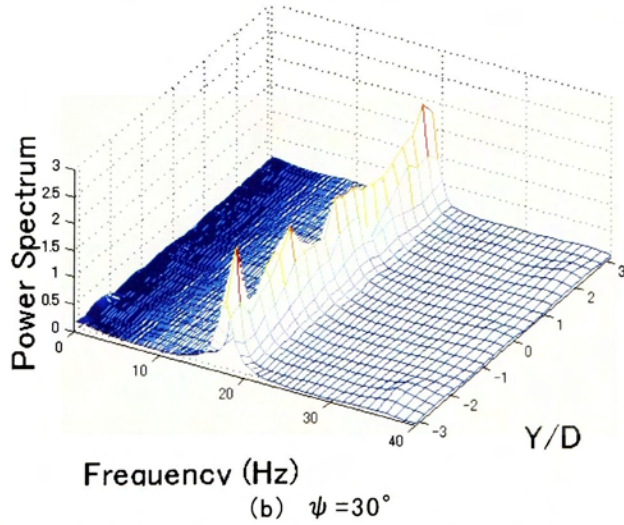
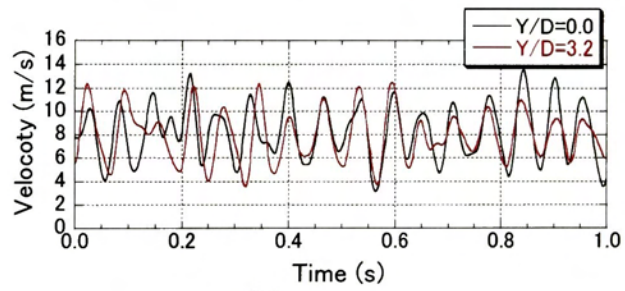
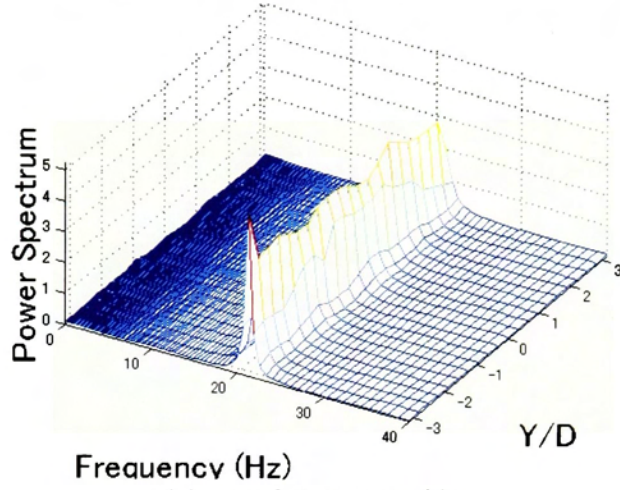
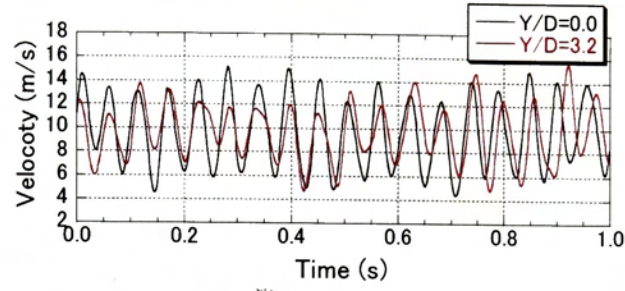


図 4-13 後流流速のスペクトル解析結果 ($Z/H=0.5$, $Re=4.8 \times 10^4$)

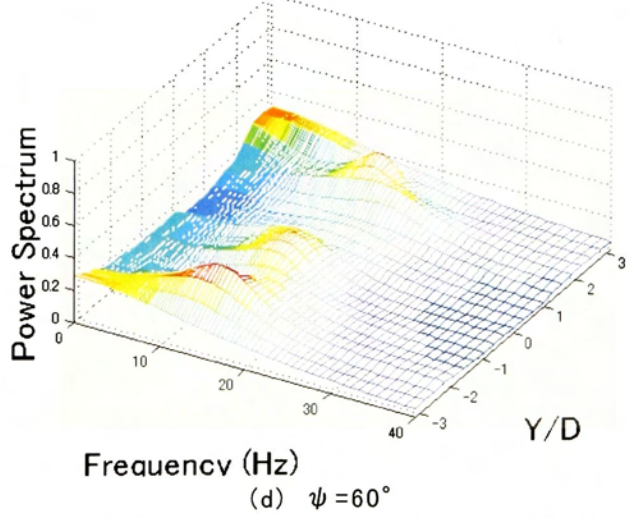
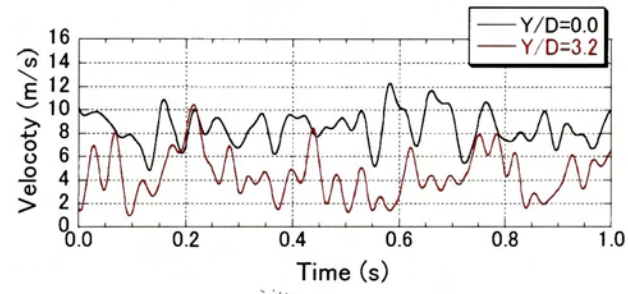
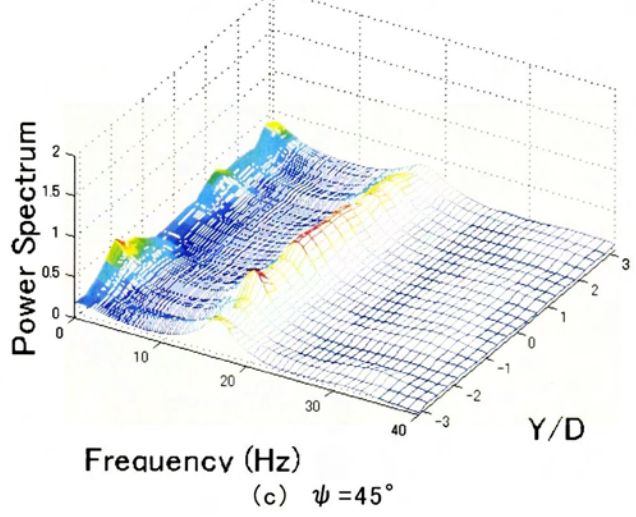
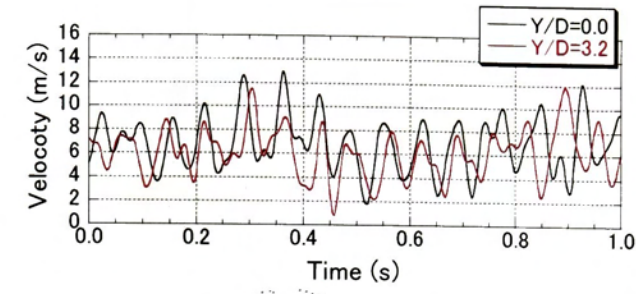


図 4-13 後流流速のスペクトル解析結果 ($Z/H=0.5$, $Re=4.8 \times 10^4$)

2) 模型スパン方向の相関について

流速の時系列データからスパン方向の相関を見るために、コ・コヒーレンスを用いて検討した。コ・コヒーレンスの基準となる流速の時系列データは測点 $Y=0$ (模型中央点) での時系列データとし、この測点と各測点間とのコ・コヒーレンスを次式(4.1)によって求めた。ここで、図 4-13 の流速の時系列データから求めたコ・コヒーレンスの計算例を図 4-14 に示す。図 4-14 より、ヘリカルストランドのない場合、およびその巻き角が $\psi=30^\circ$ の場合では、各模型のストローハル成分で明確なピークが現われており、各測点においてこのストローハル成分のコ・コヒーレンスの値を取り出している。ヘリカルストランドの巻き角が $\psi=45^\circ$ と 60° の場合においては、明確なピークは現われていないが、ストローハル成分の振動数付近でコ・コヒーレンスが他の振動成分よりも大きい値を示しており、このストローハル成分付近のコ・コヒーレンスのうち最大のものを取り出した。このようにして各振動数成分のコヒーレンスの値から、ストローハル成分のコヒーレンスを取り出して、測点毎にプロットしたものを図 4-15～図 4-17 に示す。

$$co-coh(\omega) = \frac{Real(S_{xy}(\omega))}{\sqrt{S_{xx}(\omega)S_{yy}(\omega)}} \quad (4.1)$$

ここで、

$co-coh(\omega)$: コ・コヒーレンス

$S_{xy}(\omega)$: クロススペクトル

$$S_{xy}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} C_{xy}(\tau) e^{i\omega\tau} d\tau$$

$S_{xx}(\omega)$: $x(t)$ のクロススペクトル

$$S_{xx}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} C_{xx}(\tau) e^{i\omega\tau} d\tau$$

$S_{yy}(\omega)$: $y(t)$ のクロススペクトル

$$S_{yy}(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} C_{yy}(\tau) e^{i\omega\tau} d\tau$$

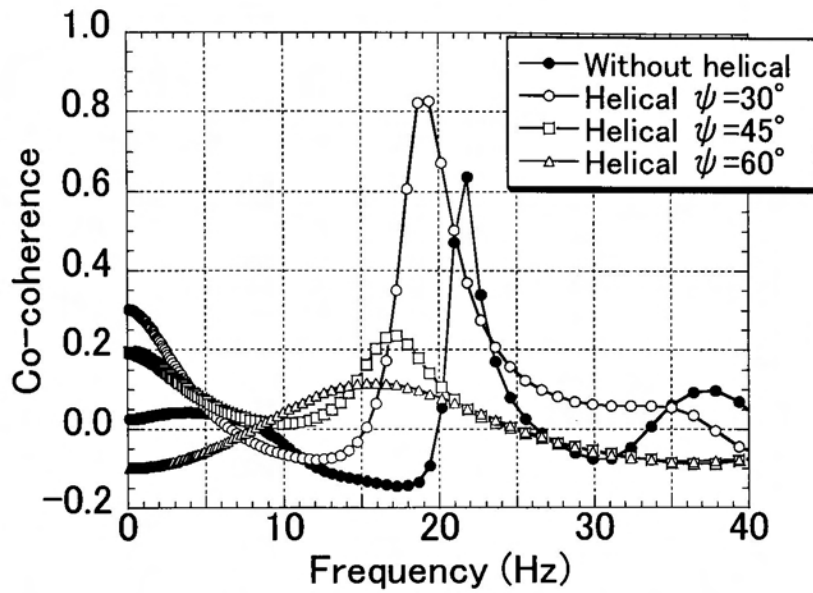
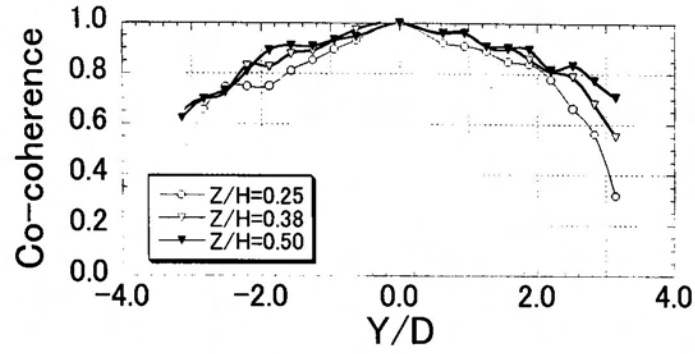


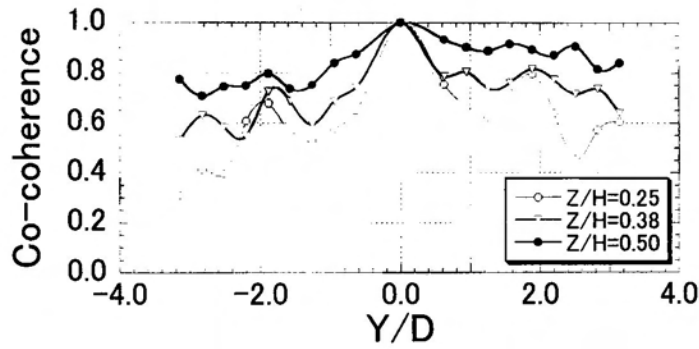
図 4-14 コヒーレンスの計算例 (Y/D=0 と Y/D=3.2 の時系列データより)

ヘリカルストランドの巻き角 ψ を変化させた場合

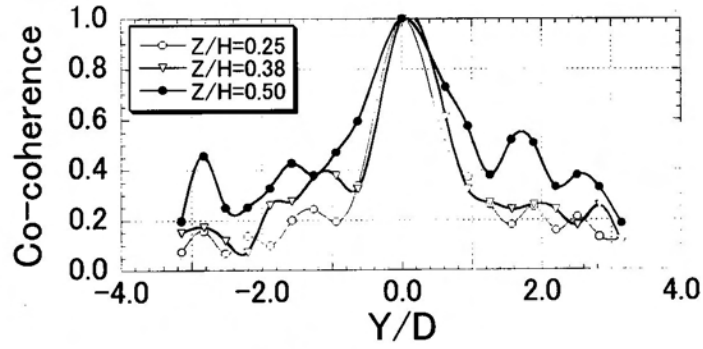
図 4-15 にヘリカルストランド ($\phi=0.15D$) の巻き角を変化させた場合の各測点での模型中央に対するコ・コヒーレンスを示す。ヘリカルストランドを巻き付けていない図 4-15(a) の場合と $\psi=30^\circ$ で巻き付けた図 4-15(b) の場合を比較する。Z/H=0.25 ~ 0.38 においては、スパン方向に等間隔でコ・コヒーレンスが低い値を示している位置がある。これは、ヘリカルストランドの下面側突起位置に対応している。しかし、測線 Z/H=0.50 では、ヘリカルストランドなしの場合と同様に、コ・コヒーレンスはスパン方向に高い値を示しており、ヘリカルストランドの下面側突起位置後方においても、模型軸方向のコ・コヒーレンスは小さくなっていない。すなわち、ヘリカルストランドの巻き角が $\psi=30^\circ$ の場合には、ヘリカルストランドの影響は小さいと考えられる。さらに、ヘリカルストランドの巻き角が $\psi=45^\circ$, 60° と大きくなると、図 4-15(c), (d) に示すように、Z/H=0.00 ~ 0.50 のいずれの測線についてもコ・コヒーレンスの値は低くなる傾向を示す。コ・コヒーレンスの値が小さいということは、流れの三次元性が強くなっていることを示しており、ヘリカルストランドの巻き角を大きくした場合には、模型後方の広い範囲で流況が三次元的なものになっていることを意味している。



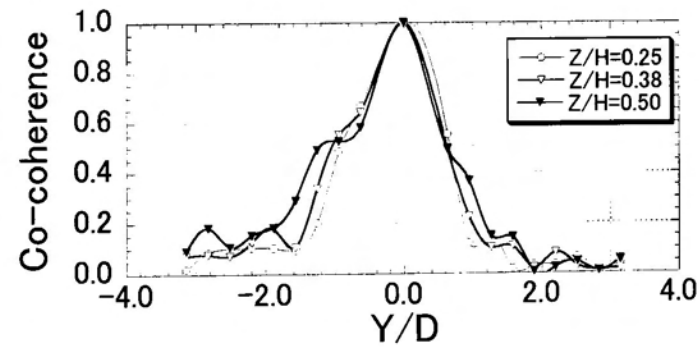
(a) ヘリカルストランドなし



(b) $\psi = 30^\circ$



(c) $\psi = 45^\circ$



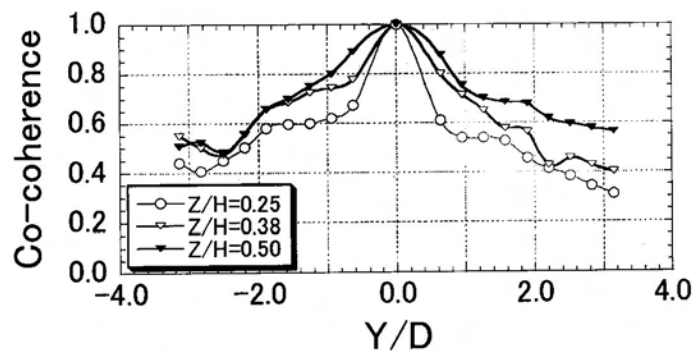
(d) $\psi = 60^\circ$

図 4-15 ヘリカルストランド($\phi=0.15$)の巻き角 ψ によるコ・コヒーレンスの変化
(Type C, $Re=4.8 \times 10^4$)

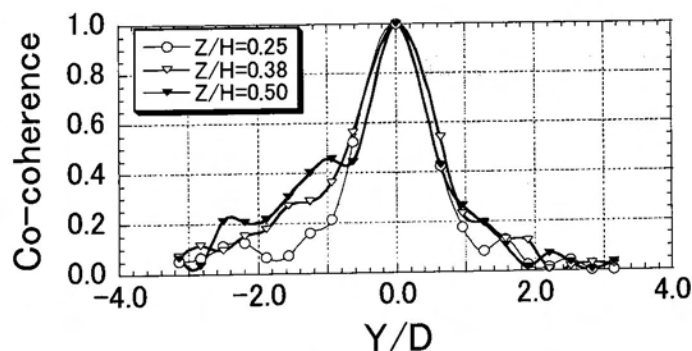
ヘリカルストランドの径 ϕ と本数を変化させた場合

ヘリカルストランドの巻き角を $\psi=60^\circ$ で固定し、その径を0.10Dと0.20Dと変化させた場合の各測点での模型中央に対するコ・コヒーレンスを図4-16に示す。図4-16(a)に示した径 $\phi=0.10D$ の場合では、そのコ・コヒーレンスの値は、大きいケーブル径のコ・コヒーレンスの値よりもかなり高くなっており、径 $\phi=0.10D$ のヘリカルストランドでは、後流にあまり影響を与えない。また、径 $\phi=0.20D$ のヘリカルストランドでは、そのコ・コヒーレンスの値に径 $\phi=0.15D$ の場合(図4-15(d))との差はあまり見られなかった。

さらに、ヘリカルストランドを2本巻きつけて、その巻き角を $\psi=60^\circ$ で固定し、その径を0.10D~0.20Dと変化させた場合の各測点での模型中央に対するコ・コヒーレンスを図4-17に示す。径 $\phi=0.10D$ において、ヘリカルストランドの本数を2本にした場合(図4-17(a))では、1本の場合に比べてコ・コヒーレンスが低い値を示している。図4-17(b), (c)より径が $\phi=0.15D$ と0.20Dの場合については1本巻きと2本巻きの差は $\phi=0.10D$ ほど顕著ではない。

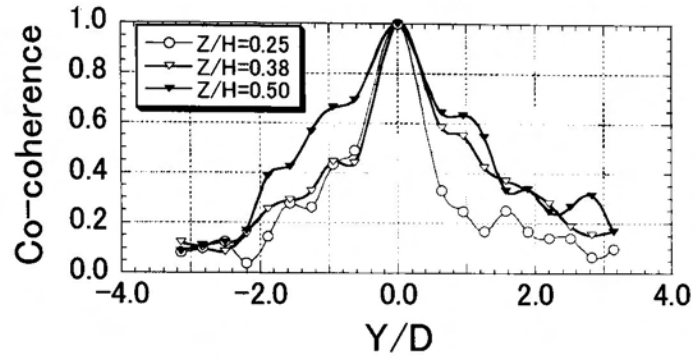


(a) $\phi=0.10D$

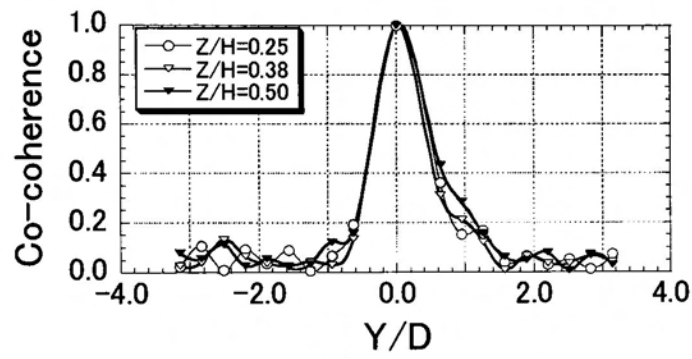


(b) $\phi=0.20D$

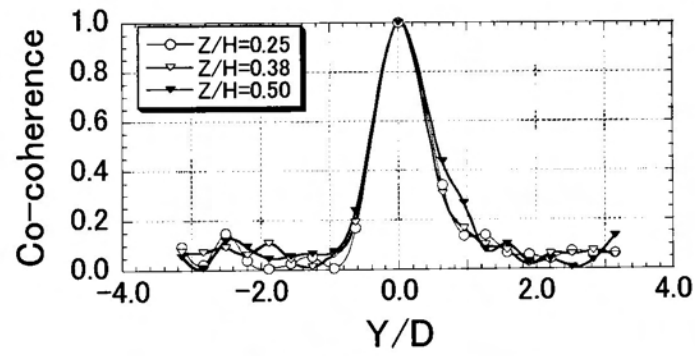
図4-16 ヘリカルストランドの径 ϕ によるコ・コヒーレンスの変化(Type C, $Re=4.8 \times 10^4$)



(a) $\phi = 0.10D$



(b) $\phi = 0.15D$



(c) $\phi = 0.20D$

図 4-17 ヘリカルストランド($\psi = 60^\circ$)を2本巻きつけた場合のコ・コヒーレンス (Type C, $Re = 4.8 \times 10^4$)

4.4 表面圧力特性

ヘリカルストランドを設置した場合の模型表面の圧力特性について検討し、空力弾性振動のメカニズムについて明らかにすることを目的として、非定常圧力測定実験を行った。

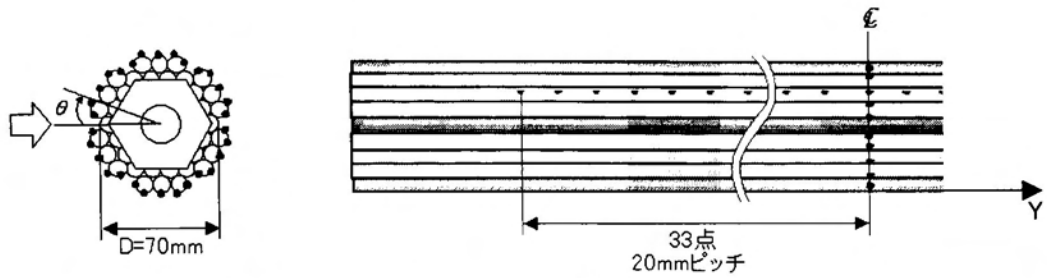
4.4.1 実験概要

実験は、境界層型風洞縮流部(測定断面高さ 1800, 幅 1100)を用いて、一様流中で行った。実験は静止時および強制加振時において模型表面に設けた圧力孔に作用する圧力を測定した。強制加振時の加振振幅は $2A/D=0.2$, 加振振動数 $f=3.0\text{Hz}$ の上下 1 自由度振動状態で行った。測定を行ったレイノルズ数範囲は $1.0 \times 10^4 \leq \text{Re} \leq 9.0 \times 10^4$ とした。

図 4-18 に実験に用いた圧力模型の概要を示す。圧力模型にはスパン方向に直径 1mm の圧力孔が 20mm ピッチで計 33 点配置されており、模型を回転させて測定を繰り返すことにより、模型の周方向の圧力分布を求めた。ヘリカルストランドを巻きつける場合には、模型中央部の測点 $\theta = 60^\circ$ 付近にヘリカルストランドが位置するように巻きつける位置を固定した(図 4-18(b))。また、模型の周方向の圧力を同時に細かく測定するため、模型中央部断面には図 4-18 の左側に示すように圧力孔を配置した。

圧力測定孔は模型内に埋め込まれた導圧チューブを介して、差圧センサ(Scanivalve 社製 ZOC 17/8Px)に接続されており、同時に最大 64 点の測定が可能である。差圧センサから出力されるデータはパーソナルコンピュータにサンプリング周波数 500Hz, サンプリング時間 60 秒の時系列データとして格納した。圧力の測定システムは図 4-19 に示す。格納された圧力の時系列データは、圧力のチューブ長さによる減衰や気柱共鳴による増幅によって、測定圧力の変動成分の振幅および位相差が変化することが知られている⁴⁻⁶⁾。そこで本実験では、周波数伝達関数を使って測定値をデジタル補正した。

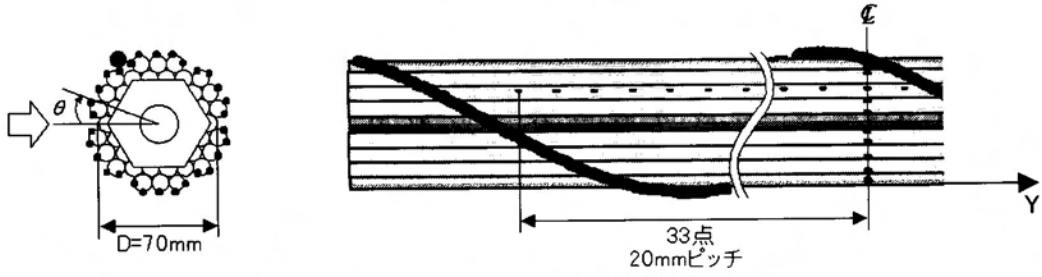
導圧管の周波数伝達関数を測定するために、模型の圧力測定孔上にスピーカーを設置し、圧力孔周辺を密閉できる容器をもちいる。スピーカーには関数発生器から正弦波を入力し、その周波数を 1Hz~60Hz まで 1Hz 刻みで変化させて、導圧管を経由して測定される差圧センサの出力と、十分短く導圧管の影響が小さいと考えられる長さ 20mm のチューブで接続した差圧センサの出力とを比較し、各周波数でゲインと位相差を測定した。測定された周波数伝達特性を図 4-20 に示す。



模型断面（模型中央部）

模型背面図

(a) ヘリカルストランドなし



模型断面（模型中央部）

模型背面図

(b) ヘリカルストランド設置時

図 4-18 圧力模型概要

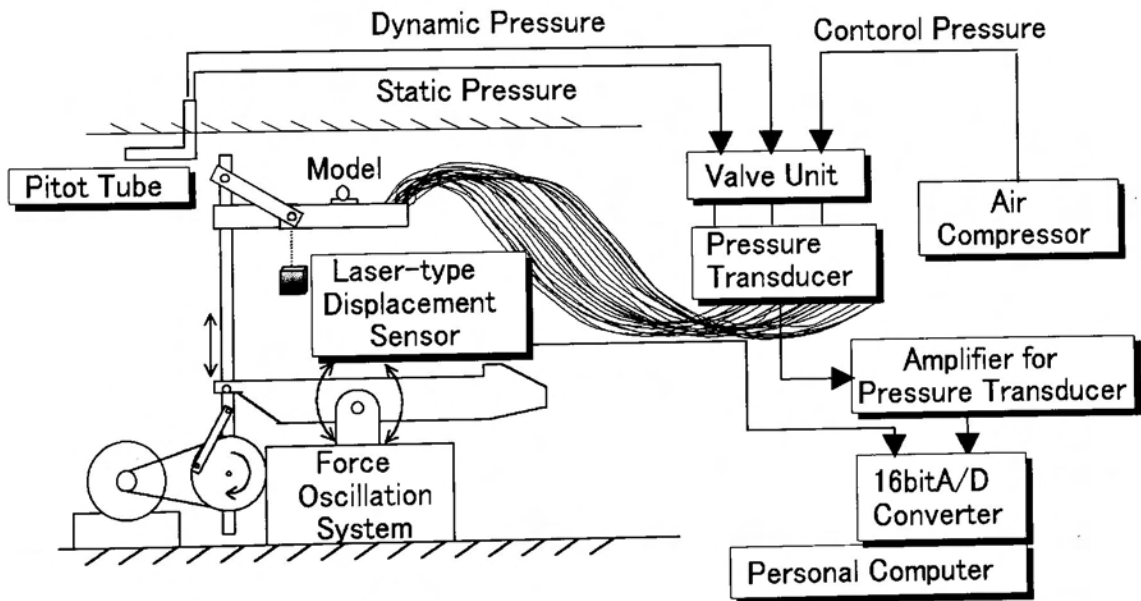
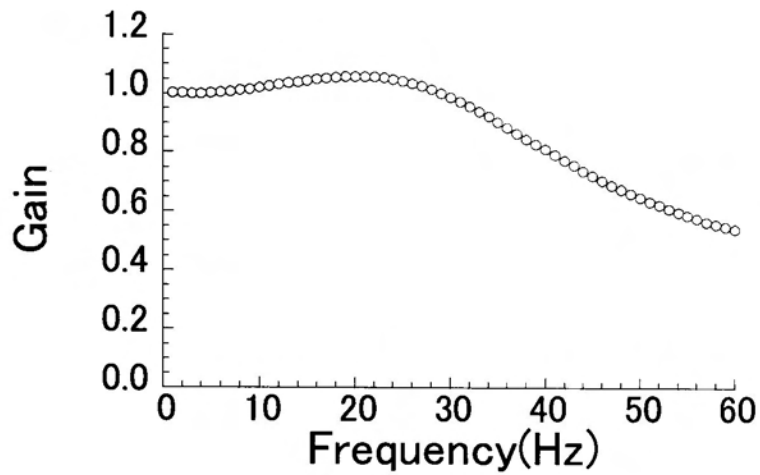
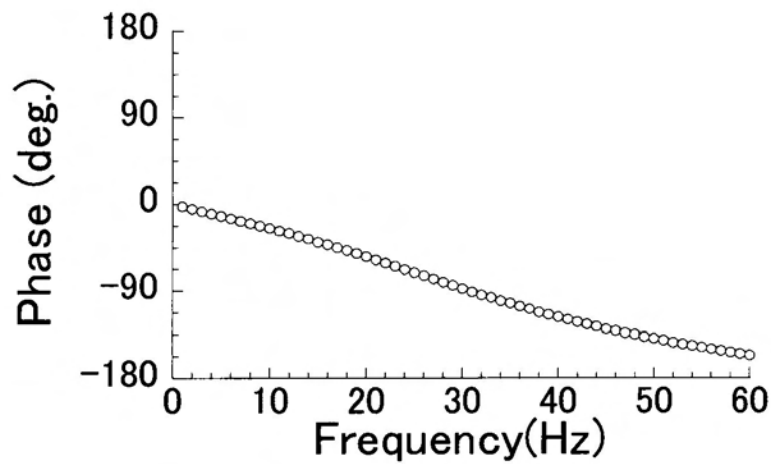


図 4-19 非定常圧力測定システム



(a) 振幅の増幅率



(b) 位相差

図 4-20 圧力測定装置の周波数伝達特性

4.4.2 定常圧力測定結果

ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合の表面圧力の変化を示すために、図 4-21～図 4-22 に模型を静止させた状態での平均圧力係数の分布を示す。得られた圧力の時系列データ p_i を静的空気力係数と同様に式 (4.2) のように圧力係数 C_p として無次元化している。平均圧力係数に関しても C_{pm} として以下に示す。

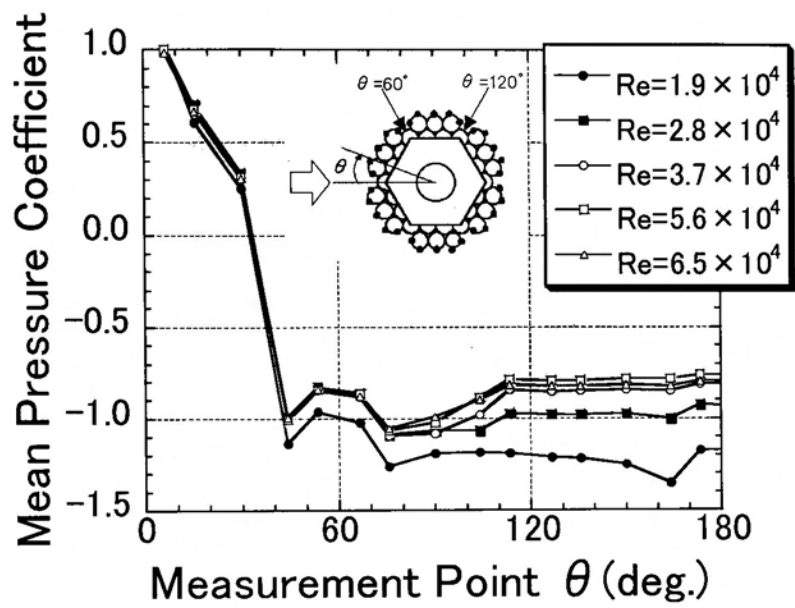
$$C_p = \frac{p_i}{\frac{1}{2}\rho V^2}, \quad C_{pm} = \frac{\frac{1}{n}\sum p_i}{\frac{1}{2}\rho V^2} \quad (4.2)$$

レイノルズ数による圧力係数への影響を見るため、図 4-21 にヘリカルストランドの巻き角を変えた場合の模型中央部($Y/D=0$)の断面周りの平均圧力係数を示す。

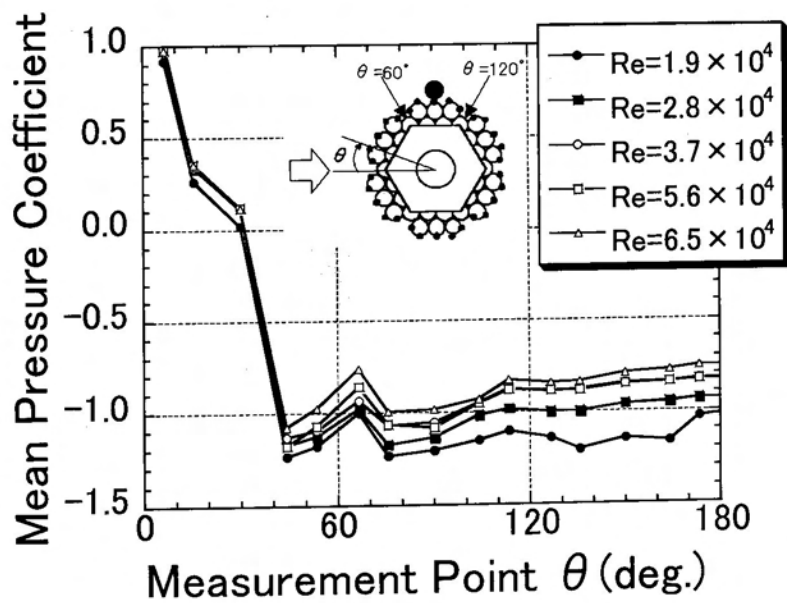
ヘリカルストランド設置前の場合(図 4-21(a))では、3.2.2 で述べた臨界レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ を境に平均圧力係数の傾向が変化している。レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ より小さい場合では、測点 $\theta=50^\circ \sim 180^\circ$ において負圧がレイノルズ数の増加にともない小さくなっているが、レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ 以上では、平均圧力係数はほぼ一定の値を示している。また、図 4-21(b)~図 4-20(c)より、このような平均圧力係数のレイノルズ数による影響は、ヘリカルストランドを巻きつけることである程度低減されており、3.2.2 で述べた抗力係数の傾向と一致している。

臨界レイノルズ数 $Re=3.7 \times 10^4$ 以上における、各ケースでの模型背面($\theta=90^\circ \sim 180^\circ$)の平均圧力係数を比較すると、ヘリカルストランドのない場合では $C_{pm}=-0.8$ 程度であるが、ヘリカルストランドを設置した場合には $C_{pm}=-0.75 \sim -0.6$ 程度となっており、模型中央部では、ヘリカルストランドの巻き角が大きい場合に抗力係数の低下につながる結果が得られている。

ヘリカルストランドを巻きつけることでスパン方向への三次元的な圧力の変化も考えられる。そこで、図 4-22 にヘリカルストランドの巻き角を変えた場合のストランド模型上面の圧力分布を示す。ヘリカルストランドのない状態と設置時を比較した場合、模型中央部の結果と同様に、ヘリカルストランド設置時の方が模型後部にあたる測点 $\theta=80^\circ \sim 180^\circ$ にかけての負圧が小さくなっている。また、ヘリカルストランドの巻き角を $\psi=35^\circ$ から $\psi=45^\circ$ 、 $\psi=60^\circ$ と大きくすることで、測点 $\theta=80^\circ \sim 180^\circ$ にかけて負圧が小さくなっている。ヘリカルストランドの巻き角が大きくなった場合では、ヘリカルストランドの設置位置の上流側において平均圧力係数が大きくなっており、この圧力係数が大きくなる範囲が模型スパン方向で広がっているため、負圧が小さくなる効果が大きいと考えられる。このようにスパン方向を考慮に入れた場合でも、模型背面の負圧は、ヘリカルストランドの巻き角が大きい(ピッチ間隔が広い)場合に小さくなっている。これは円柱に螺旋状のチューブを巻きつけた場合と同様の結果⁴⁻⁵⁾であり、ピッチ間隔が広い場合に剥離流の巻き込みが下流側に移動するためと考えられる。

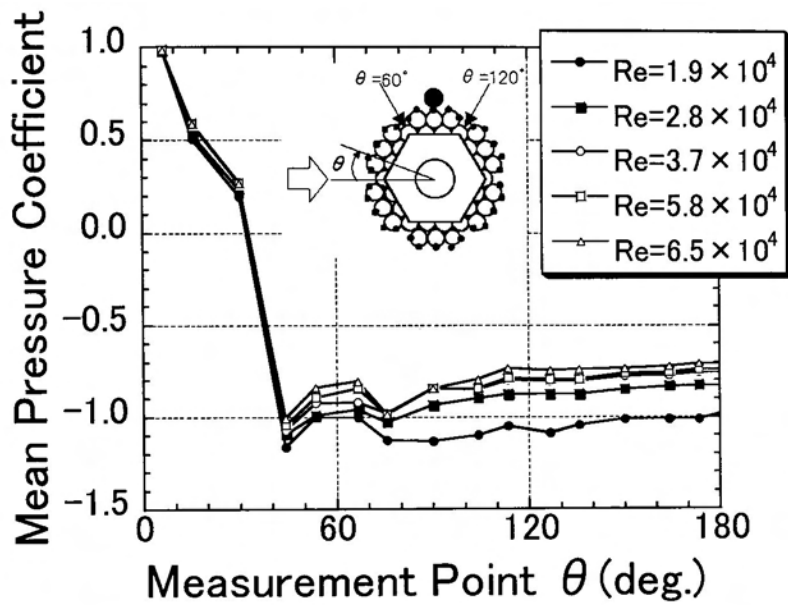


(a) ヘリカルストランドなし

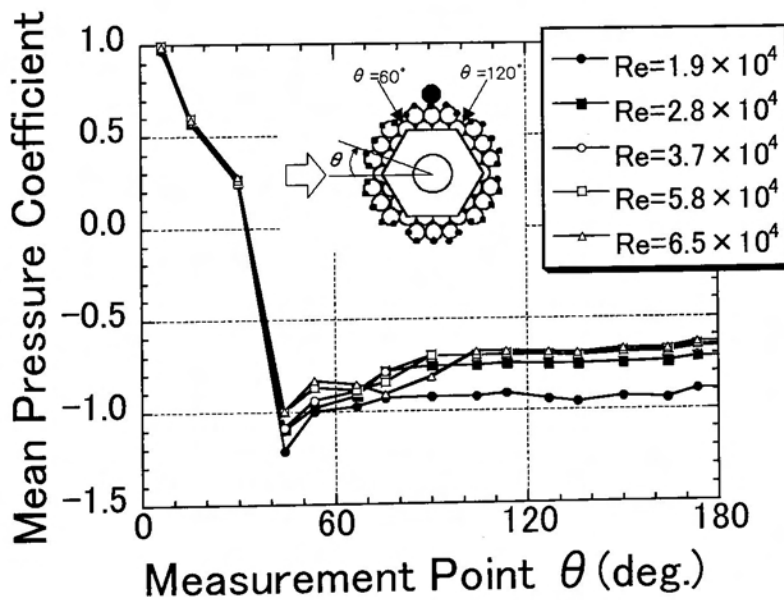


(b) $\psi = 30^\circ$

図 4-21 模型中央部 ($Y/D=0$) 断面の平均圧力係数分布



(c) $\psi = 45^\circ$



(d) $\psi = 60^\circ$

図 4-21 模型中央部($Y/D=0$)断面の平均圧力係数分布

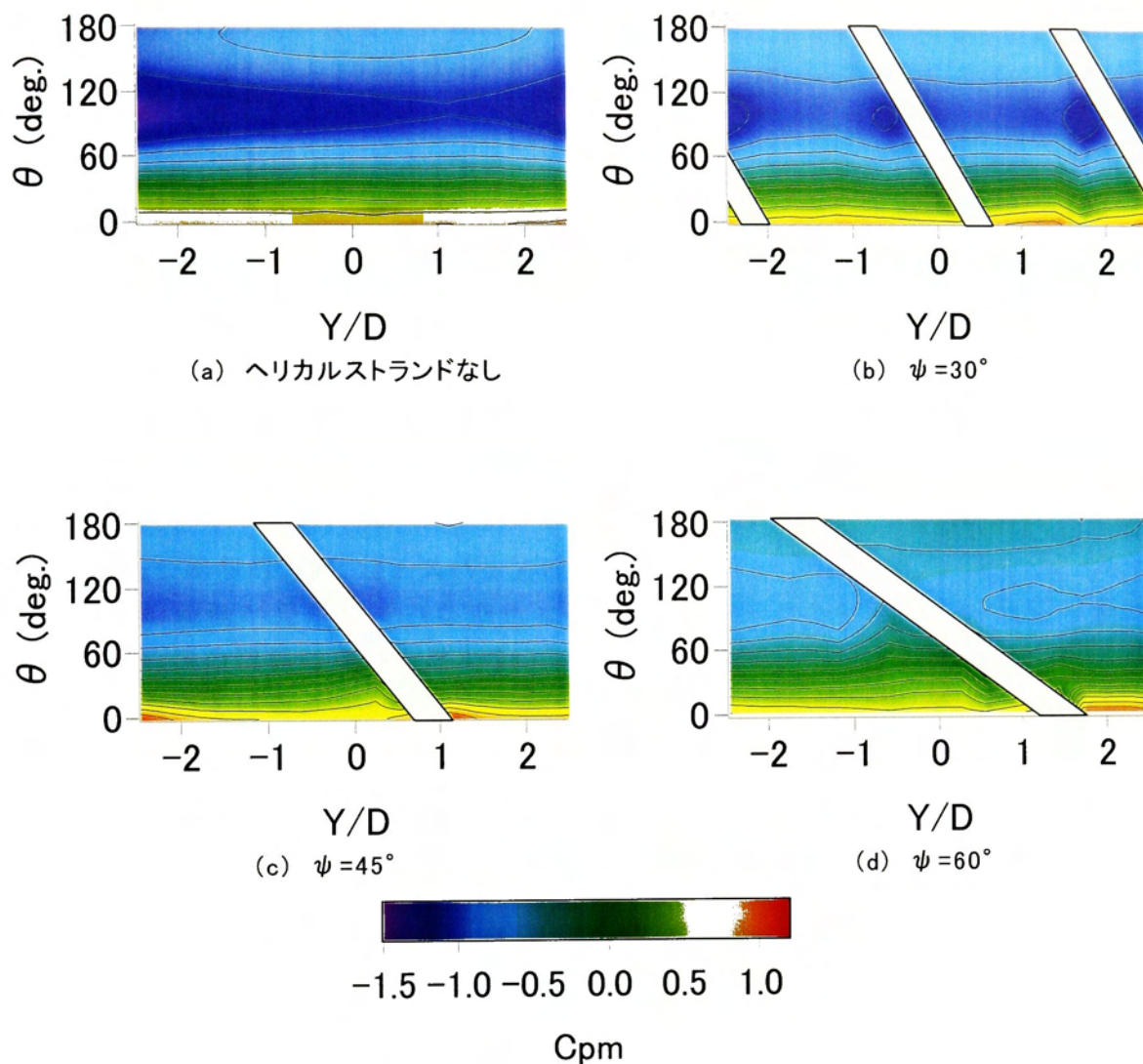


図 4-22 模型表面の平均圧力係数分布(Type C, $Re=4.8 \times 10^4$)

4.4.3 非定常圧力測定結果

模型に作用している励振力について検討するため、非定常圧力が振動 1 周期中に模型になす単位面積あたりの無次元仕事 Wr を次式により算出し求めた。

$$\begin{aligned}
 Wr &= \int_0^T C_{p_f} \sin(2\pi f t + \gamma) \dot{y}_f \cdot \sin \theta'_i dt \\
 &= \pi \cdot C_{p_f} \left(\frac{A}{D} \right) \sin \theta'_j \cdot \sin \gamma
 \end{aligned}
 \tag{4.3}$$

ここで、 $C_{p_f} = \frac{p_f}{\frac{1}{2} \rho V^2}$: 非定常圧力係数,

p_f : 各測点における加振振動成分の圧力変動振幅,

$y_j = \frac{A}{D} \sin 2\pi ft$: 無次元振動変位, A : 加振振幅, D : 模型代表長,

θ_j' : 各ストランドの中心を原点とした風向側からの角度(図 4-23),

τ : 模型が最上点に達したときの正圧ピークの遅れを正とした位相差

この模型になす単位面積あたりの無次元仕事 W_r から, 式(4.4)を用いてストランド模型に作用するスパン方向の単位長さあたりの無次元仕事 W_p を求めている.

$$W_p = \frac{\int_0^l \int_0^{2\pi} W_r(s, \ell) ds d\ell}{\ell} \quad (4.4)$$

ここで, s : 模型周方向, ℓ : スパン方向.

限定型の振動が発生していた迎角 $\alpha = 10^\circ$ でのストランド模型に作用する励振力と応答特性の関係について図 4-24 に示す. 図 4-24 に示した無次元仕事は式(4.4)によって求めている.

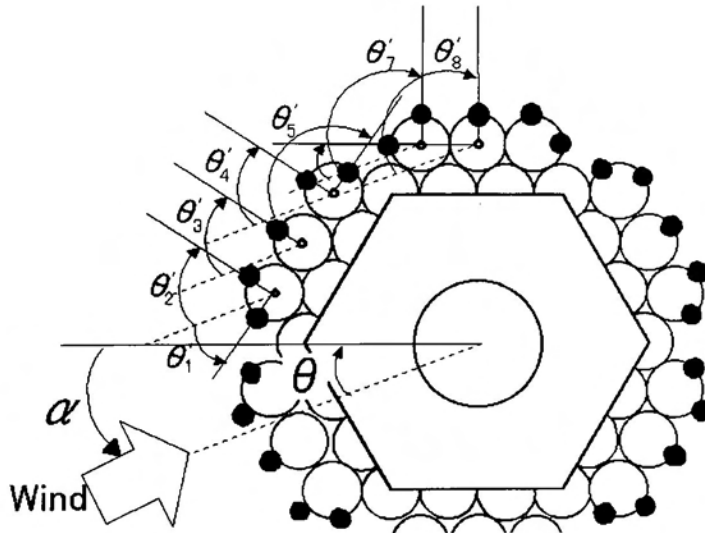


図 4-23 θ_j' の定義

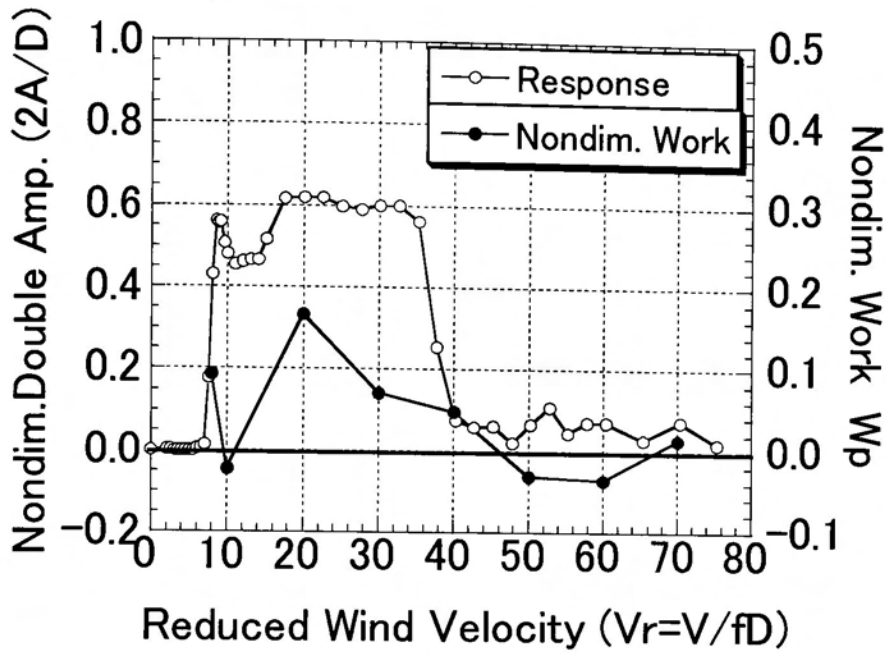
$V_r=10\sim 40$ 付近で振動が発生していたヘリカルストランドなし(図 4-24(a))では, $V_r=10\sim 40$ で無次元仕事 W_p が正の値をとっており, この範囲で励振力がストランド模型に作用している. また, ヘリカルストランドを巻き角 $\psi=60^\circ$ で設置した場合(図 4-24(b))では, $V_r=20$ 以上で無次元仕事 W_p が負の値をとっており, 減衰力

が作用し振動が抑制されている様子が確認できる。このように応答特性と非定常圧力特性では傾向に対応が見られる。

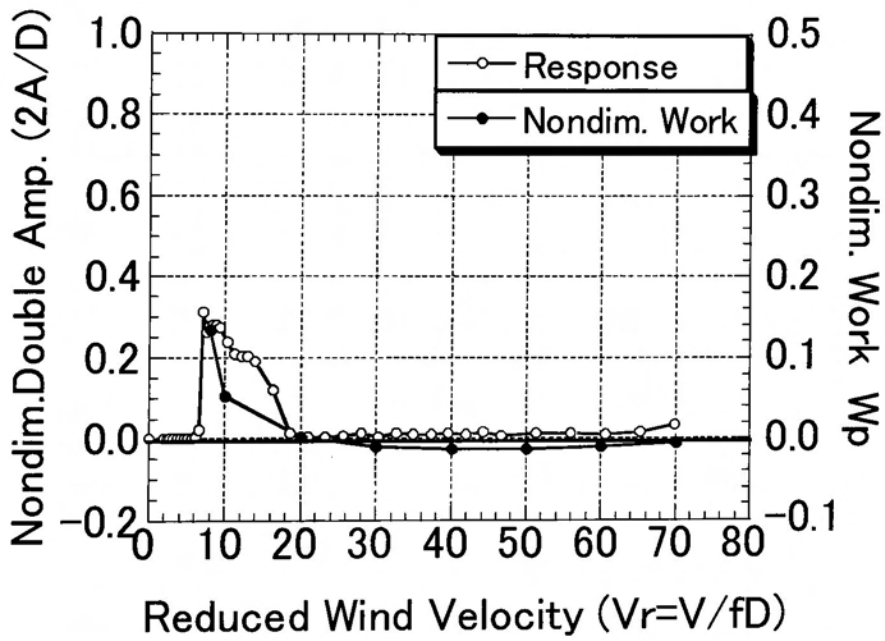
そこでヘリカルストランドの設置によって励振力が減衰力へ変化したメカニズムについて検討するため、模型変位に対する位相差と無次元仕事 W_r を図 4-25 に示す。図 4-25 にはヘリカルストランドなしの場合とヘリカルストランドを $\psi = 60^\circ$ で巻きつけた際に、剥離点付近 ($\theta = 60^\circ$) と淀み点からの角度が $\theta = 90^\circ$, $\theta = 120^\circ$ および $\theta = 180^\circ$ の位置にヘリカルストランドが存在する場合について示している。

ヘリカルストランドが $\theta = 30^\circ \sim 120^\circ$ に位置する場合、その設置位置の上流側では位相差が大きくなっている。これはヘリカルストランドの存在によって流れが遮られることによって生じていると考えられる。このような位相差の増大はヘリカルストランドが模型の最上部 ($\theta = 90^\circ$) に位置する場合に最も大きく、位相差が正 ($0^\circ \sim 180^\circ$) から負 ($180^\circ \sim 360^\circ$) へと変わっている。このため、図 4-25(b) に示すように、ヘリカルストランドのない場合には、剥離点付近で無次元仕事が正の値をとっていたが、ヘリカルストランドを設置することで負の仕事へと変化している。このように、 $\theta = 30^\circ \sim 120^\circ$ の位置にヘリカルストランドを設置することで、作用する励振力が低減される、もしくは減衰力が作用するといった効果が得られる。それに対して、ヘリカルストランドが $\theta = 150^\circ \sim 180^\circ$ の位置に存在する場合では、逆に $\theta = 60^\circ \sim 120^\circ$ 付近の位相差が小さくなっており(図 4-25(a))、図 4-25(b)では模型の最上部付近で比較的大きな励振力が作用している。これは、模型背面のヘリカルストランドにより、剥離流の相互干渉が阻害されるために引き起こされる現象⁴⁻⁷⁾と考えられる。

上記のように、ヘリカルストランドの位置によって模型周りに作用する力は異なるが、スパン方向全体としては、図 4-24(b)のように振動が抑制される方向に減衰力が作用している。これは、淀み点から $\theta = 30^\circ \sim 120^\circ$ の位置にヘリカルストランドが位置した場合の効果の方が、 $\theta = 150^\circ \sim 180^\circ$ に位置した場合の効果よりも大きいことを意味する。

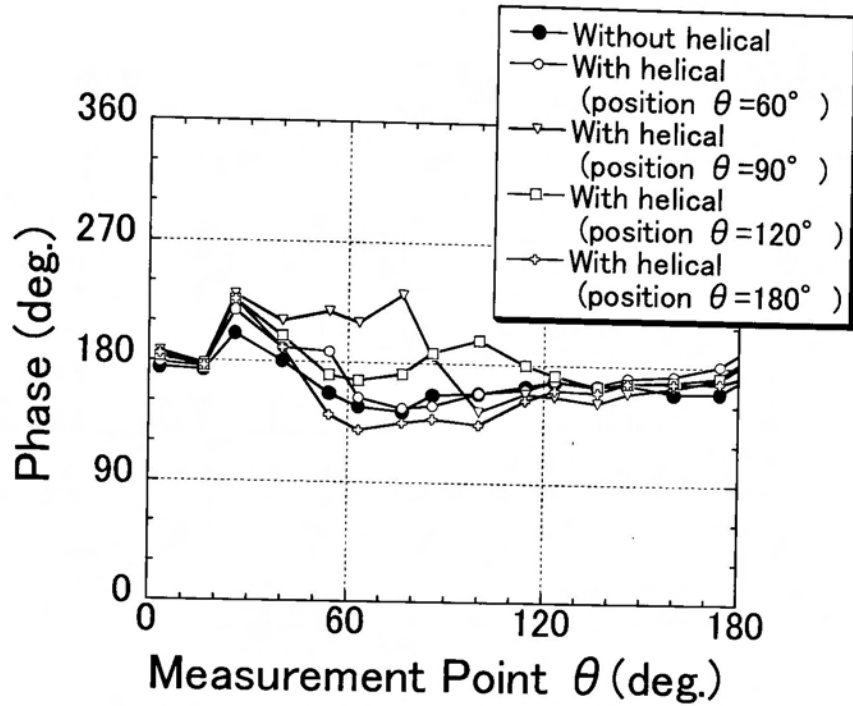


(a) ヘリカルストランドなし

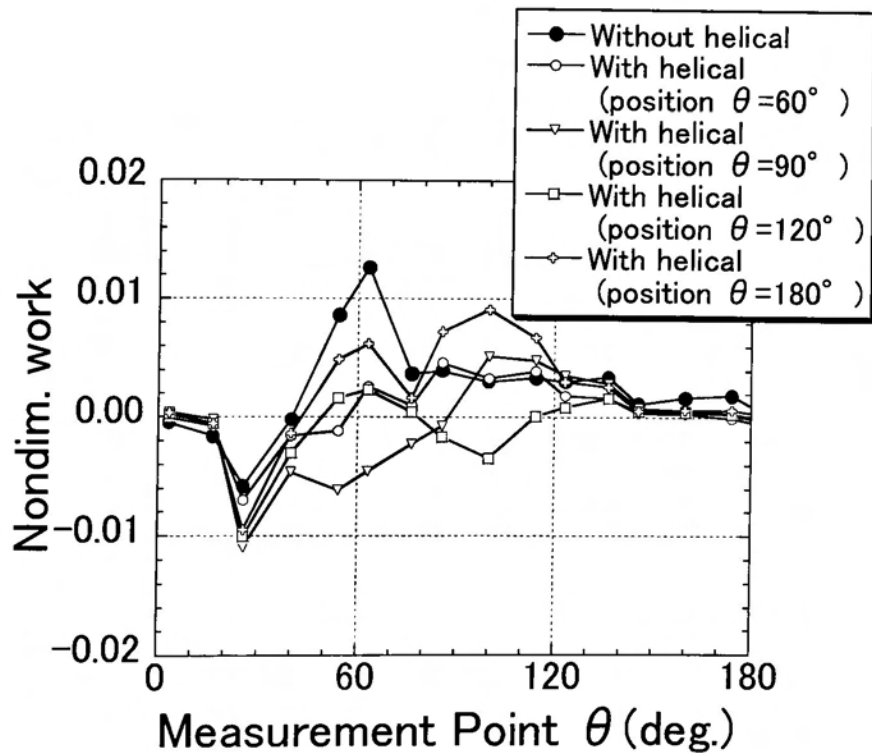


(b) ヘリカルストランド設置時 ($\psi = 60^\circ$, $\phi = 0.15D$)

図 4-24 応答振幅と無次元仕事 W_p の比較 ($\alpha = 10^\circ$)



(a) 位相差



(b) 無次元仕事

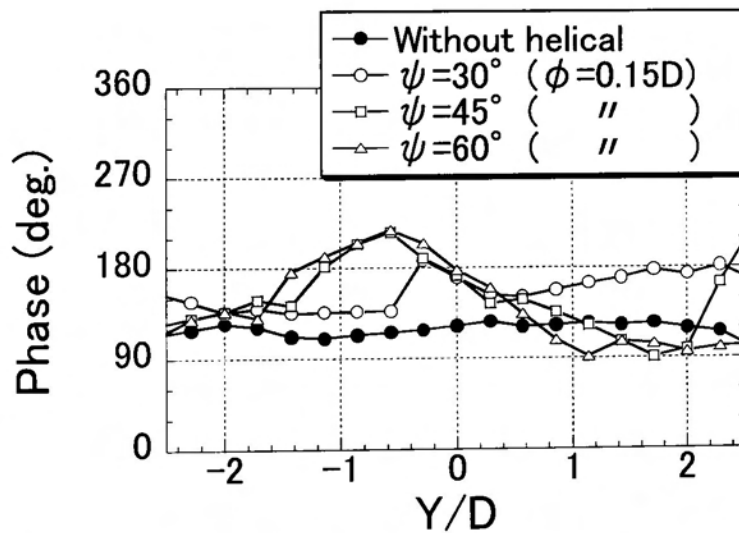
図 4-25 ヘリカルストランド($\psi = 60^\circ$, $\phi = 0.15D$)の影響($\alpha = 10^\circ$, $Vr = 20$)

4.4.4 ヘリカルストランドの巻き角，径，本数に関する考察

ヘリカルストランドが位相差を増大させる効果は前に述べたが，ヘリカルストランドの径および，巻きつける角度 ψ によって，その効果にどの程度の差があるのか検討する．スパン方向の測点が $\theta=90^\circ$ に位置する場合について，図4-26に各実験ケースの位相差を比較したものを示す．

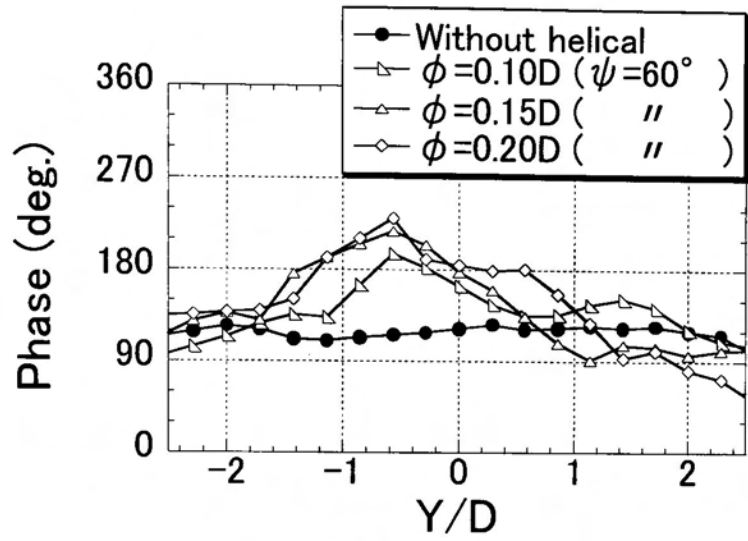
ヘリカルストランドの巻きつけ角 ψ を変化させた場合の位相差(図4-26(a))を比較すると， $\psi=30^\circ$ で巻きつけた場合の位相差の増大はそれほど大きくないが， $\psi=45^\circ$ と $\psi=60^\circ$ で巻きつけた場合では，同程度の位相差の増大が $Y/D=-2.0\sim 1.0$ 付近で確認できる．いずれの巻き角でも，位相遅れが最も大きくなるのはヘリカルストランドが $\theta=90^\circ$ 付近に位置している場合である．これは $\psi=45^\circ$ と $\psi=60^\circ$ と巻き角が大きくなった方が流れを遮る効果が大きく，スパン方向の広い範囲で位相差を生じさせている．このため，4.3で述べたように，巻き角が大きい場合に模型から剥離した後流の三次元性が大きくなっている．

ヘリカルストランドの径 ϕ を変化させた場合の位相差(図4-26(b))を比較すると，その径が大きくなるほど位相差の増大する量およびスパン方向での範囲が大きくなっており，径が小さい場合よりも安定化する．これに関しても上述と同様に径が大きい方が流れを遮る効果が大きいためと考えられる．また，ヘリカルストランドを1本巻きつけた場合と2本巻きつけた場合(図4-26(c))とでは，2本巻きつけた場合の方がスパン方向で位相が遅れる箇所が増えるためにより安定化している．

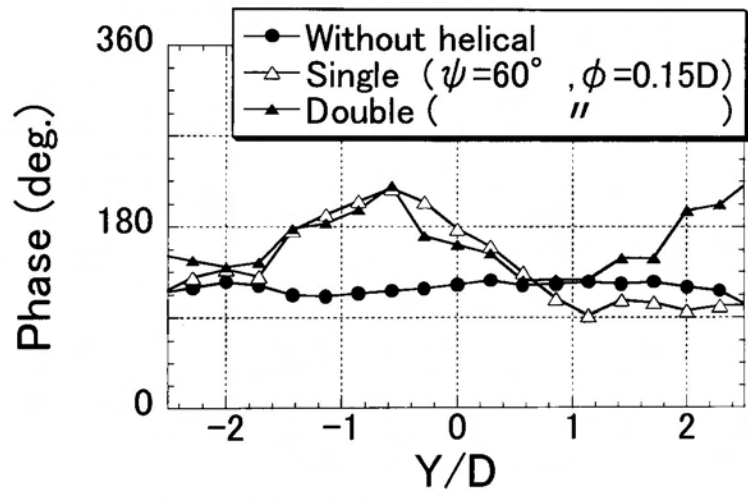


(a) 巻き角 ψ を変えた場合の位相差

図4-26 ヘリカルストランドのパラメーターによる位相差の比較($\alpha=0^\circ$, $Re=4.8 \times 10^4$)



(b) 径 ϕ を変えた場合の位相差



(c) 本数を変えた場合の位相差

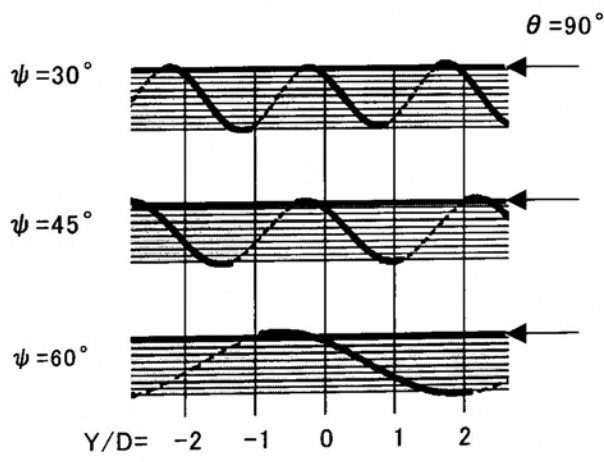


図 4-26 ヘリカルストランドのパラメーターによる位相差の比較 ($\alpha = 0^\circ$, $Re = 4.8 \times 10^4$)

4.5 まとめ

本章では、ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけて上下1自由度応答実験を行い、ヘリカルストランドの有無による応答特性について比較した。また、ヘリカルストランドの巻き角、径、本数を変化させた場合の応答特性についても検討した。静的空気力測定および定常圧力測定を行い、ヘリカルストランドの静的空力特性への影響について明らかにした。後流流速の測定、圧力測定によってヘリカルストランド設置時の周辺流れ特性について検討し、ヘリカルストランド設置時の空力弾性振動のメカニズムについて明らかにした。以下に本章で得られた主な結果を列挙する。

- ① 渦励振よりも高い風速域での限定型の振動が発生したケースにおいて、ヘリカルストランドがない場合、剥離点近傍で模型変位に対して負圧の位相が進んでいるため、励振力が作用している。しかし、ヘリカルストランドを巻きつけた場合では、ヘリカルストランドの巻きついている位置によって負圧の位相に以下のような変化が生じる。

淀み点から $\theta = 30^\circ \sim 120^\circ$ の位置に存在する場合

ヘリカルストランドの設置位置の上流側において、模型変位と負圧の位相差が大きくなり、結果として模型変位に対して負圧の位相が遅れる。このため、ヘリカルストランドが淀み点から $\theta = 30^\circ \sim 120^\circ$ の位置に存在する断面では、模型に作用する励振力が低減される、もしくは減衰力が作用している。

淀み点から $\theta = 150^\circ \sim 180^\circ$ の位置(模型背面付近)に存在する場合

模型の上下面($\theta = 90^\circ$ 付近)での模型変位と負圧の位相差が逆に小さくなる。このため、ヘリカルストランドが模型背面付近に位置する断面では、模型に作用している励振力が大きくなっている。

模型のスパン方向全体では前者の効果が大きいため、ヘリカルストランドを巻きつけることによって模型の振動は抑制されている。

- ② ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きい場合に、①で述べた制振効果がスパン方向の広い範囲で作用するため空力的に安定化し、振動の抑制効果がより高くなる。
- ③ ヘリカルストランドの径 ϕ が大きく、本数が増えた方が(g)で述べた制振効果が大きく、スパン方向で減衰力が作用する箇所が増えるため、空力的な安定性が高い。そのため、ヘリカルストランドの径が $\phi = 0.10D$ の場合では、ヘリカルストランドがない状態で発生していた高い風速域での限定型の振動の発振風速が高くなっているが、振動は完全に抑制されていない。しかし、ヘリカルストランドの径が $\phi \geq 0.15D$ の場合、ヘリカルストランド($\phi = 0.10D$)が2本の場合では、そのような限定型の振動は抑制される。
- ④ ①～③より、高い換算風速域での限定型の振動の抑制にはヘリカルストランドは有効に作用していたが、渦励振の抑制には顕著な効果はない。しかし、渦励振の

空力減衰率は $\delta a = -0.005$ 程度と非常に小さいため、一般的な構造的制振法の併用により十分に制振可能な範囲である。

- ⑤ ①で述べたようにヘリカルストランドを巻きつけた場合では、スパン方向での剥離流の位相の違いが確認される。このため、ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きくなると、後方の流況が三次元的なものになっており、巻き角が $\psi = 60^\circ$ の場合では規則的な渦列は形成されていない。
- ⑥ ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きくなると、⑤で述べたように三次元的な流況の変化の程度が大きくなり、模型背面の負圧が小さくなるため、抗力の低減効果が大きくなっている。
- ⑦ ヘリカルストランドを設置することで、空気力へのレイノルズ数、迎角による影響は低減される。

<参考文献>

- 4-1) 京都大学工学部土木工学教室橋梁工学研究室，(財)防災研究会：東神戸大橋ケーブルの耐風安定性に関する調査研究，1988.
- 4-2) 谷中幸和：本四架橋と21世紀の維持管理，橋梁&都市，Vol.36，pp12-20，2000.
- 4-3) 建設省土木研究所：斜張橋並列ケーブルのウェークギャロッピング制振対策検討マニュアル(案)，1995.
- 4-4) 赤池弘次，中川東一郎：ダイナミックシステムの統計的解析と制御，サイエンス社，1972.
- 4-5) Sang-Joon Lee, Hyoun-Bum Kim ; The effect of surface protrusions on the near wake of a circular cylinder, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 69-71, pp.351-361, 1997.
- 4-6) 谷一郎，小橋安次郎，佐藤浩：流体力学実験法，岩波書店，1977.
- 4-7) 白石成人，松本勝，白井博通，目見田哲：構造断面のフラッター特性に関する基礎的研究，第8回風工学論文集，pp.205-210，1986.

第 5 章

斜風に対するマルチストランドケーブルの空力特性

直交する風(偏角 $\beta = 0^\circ$)に対するマルチストランドケーブルの空力特性，およびヘリカルストランドの有効性については，前章までに示した通りである。

実際の斜張橋用ケーブルでは，ケーブルに対して偏角をもった流れが作用するため，その影響から，降雨時のレインバイブレーションの他，降雨を伴わない場合でも，特定の風速域において振動の発生が確認されている⁵⁻¹⁾。降雨を伴わない場合に，水平偏角をもった風が作用して発生する風速限定型振動の原因としては，ケーブル軸に沿った流れ(2次流れもしくは軸方向流)の影響⁵⁻²⁾などが挙げられている。

そこで，本章では円柱模型を比較対照とし，マルチストランドケーブル模型(以下，ストランド模型)に水平偏角を与えた状態で風洞実験を行い，その応答特性および模型表面の圧力特性を明らかにする。また，ヘリカルストランドがケーブルに直交した風に対して有効であった場合と同様に，ケーブルの制振に有効であるかどうかを，ヘリカルストランドが流れ場に及ぼす影響とあわせて考察する。

5.1 空力応答特性

偏角を大きくした場合のマルチストランドケーブルの風による応答特性とヘリカルストランドの制振効果を明らかにするため，マルチストランドケーブルの2次元剛体模型を用いて自由振動法による検討を行った。

5.1.1 実験概要

実験は九州工業大学所有の空力弾性試験用風洞(ゲッチングン型：測定断面高さ1780mm，幅910mm)を使用し，一様流中で行った。

供試模型には、前章までの研究で、直交する風(偏角 $\beta=0^\circ$)に対して比較的良好的な空力特性を有していたストランド配置の模型(図 5-1)を用いた。ヘリカルストランドを一本巻きつけた状態において、ヘリカルストランドの有効性を確認するため、その本数は1本とした。ヘリカルストランドを1本巻きつけた場合では、高風速での限定型の振動の抑制には少なくとも径が $\phi=0.15D$ 以上必要であったため、設置したヘリカルストランドの径は $\phi=0.15D$ とした。その巻き角は応答特性、静的空力特性について、総合的に良好的な空力特性を示していた巻き角 $\psi=60^\circ$ で固定した。また空力特性の比較のため、同様の条件で図 5-1(b)の円柱模型についても上下1自由度応答実験を行った。

模型は上下に1自由度運動をするように水平面内に支持し、図 5-2 のように、風向に対して水平偏角 β をつけ、 $\beta=10^\circ \sim 35^\circ$ の状態を設置した。模型が貫通するために端板に窓を設けたが、その大きさは模型の自由振動の妨げにならない程度とした。各模型諸元を表 5-1 に示す。なお、スクルートン数は実ケーブルよりも1桁小さい値とし、模型が振動しやすい状態で実験を行なった。

表 5-1 模型諸元

	ストランド模型	円柱模型
代表長： D (m)	0.07	0.05
長さ： l (m)	0.90	0.90
質量： m (kg/m)	0.42~0.45	0.50~0.52
振動数： f (Hz)	3.5~3.6	3.0
構造減衰率： δ_s	0.0026~0.0030	0.0015
スクルートン数： S_c	3.9~4.4	4.9~5.1

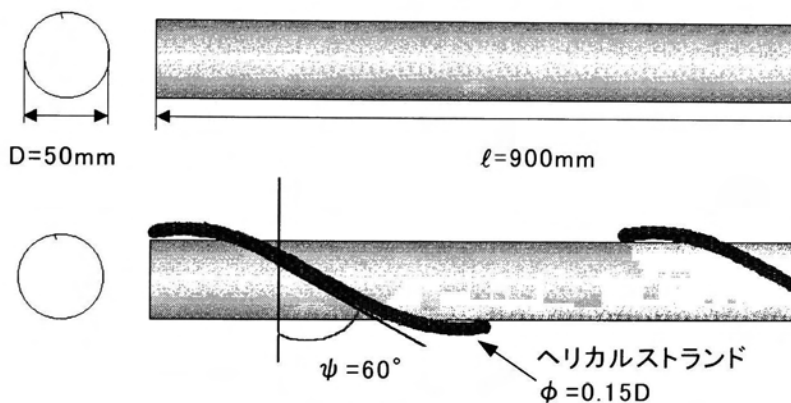
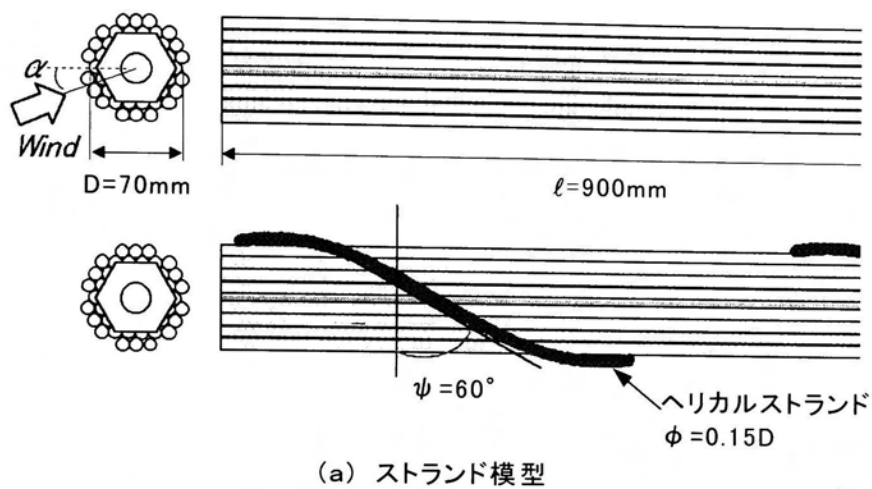


図 5-1 模型断面

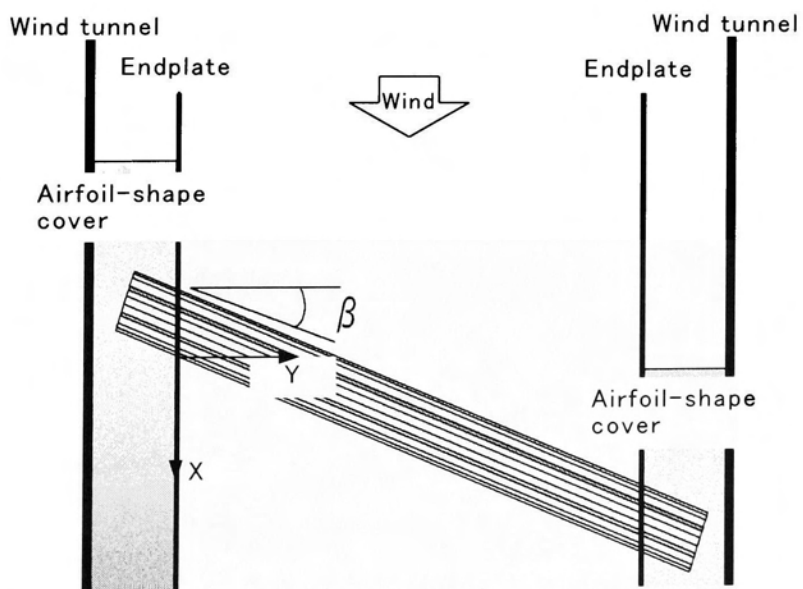


図 5-2 模型設置状態(平面図)

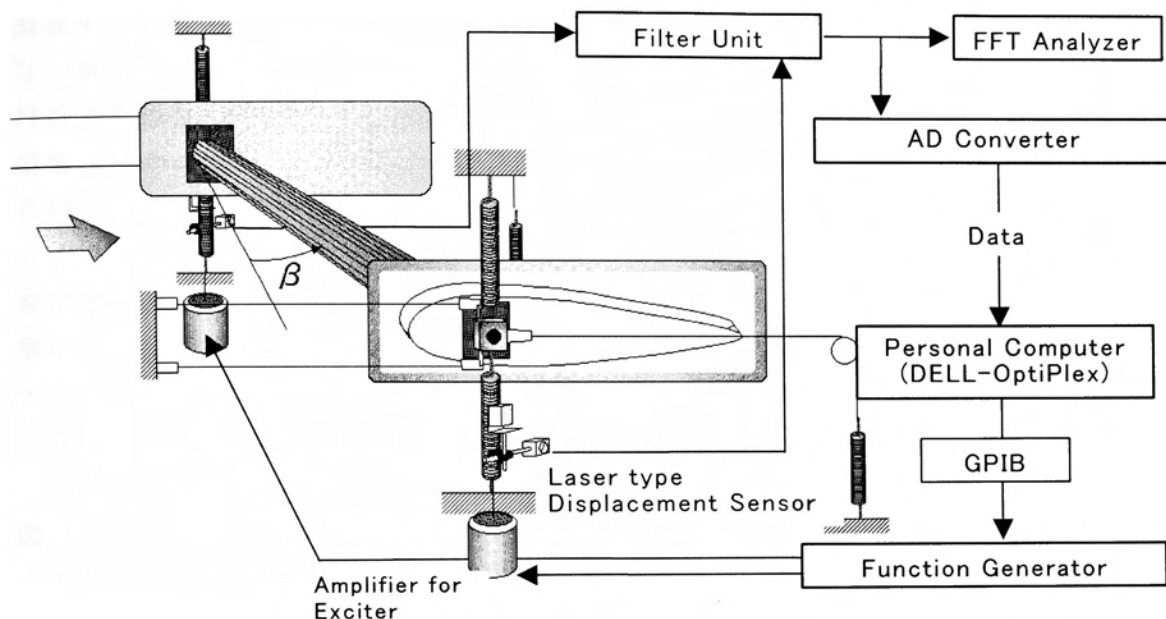


図 5-3 模型支持装置および計測システム

模型の振動応答振幅の測定にはレーザー変位計を用いて、その信号をノイズ除去用のローパスフィルター (cut-off Freq. : 30Hz) に通している。得られたアナログデータは AD 変換ボード (National Instruments 社製, PCI-6032E) によってデジタル変換し、サンプリング周波数 500Hz, サンプリング時間 30 秒の時系列データとして保存した。図 5-3 には計測システムを示している。

5.1.2 斜風に対する応答特性

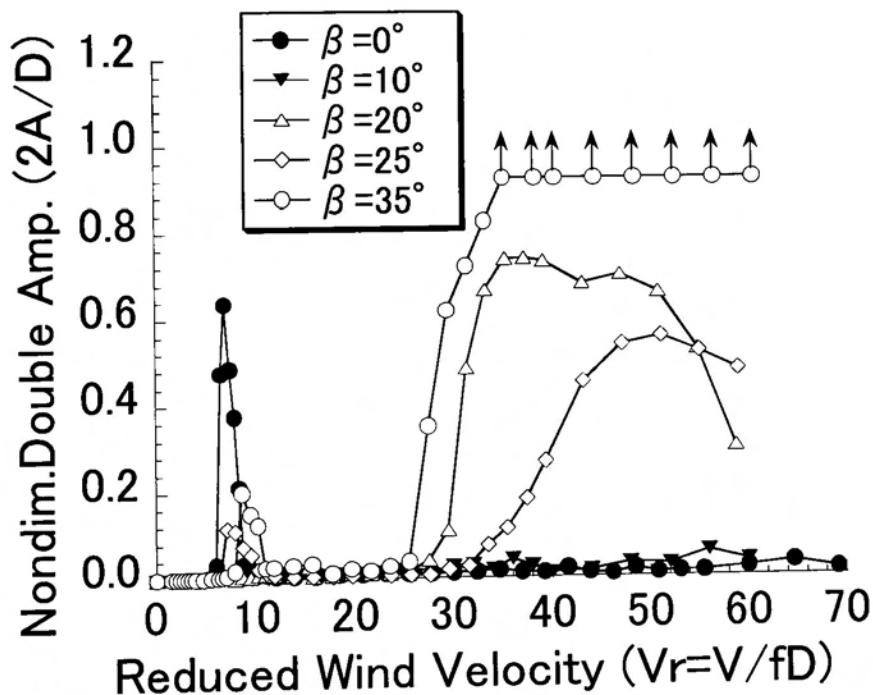
図 5-4 に迎角 $\alpha = 0^\circ$ について、ストランド模型にヘリカルストランドを設置していない場合と $\psi = 60^\circ$ で設置した場合の応答図をそれぞれ示す。

図 5-4(a) に示すように、ヘリカルストランドを設置していない場合、偏角 $\beta = 0^\circ$ では、無次元倍振幅が $2A/D = 0.6$ 程度の渦励振が発生しているが、偏角 $\beta = 10^\circ \sim 20^\circ$ では、渦励振は発生していない。しかし、偏角が $\beta = 25^\circ \sim 35^\circ$ とさらにな大きくなった場合には、渦励振が発生している。また偏角 $\beta = 20^\circ \sim 35^\circ$ の範囲では、換算風速 $V_r = 25$ 以上で振動が発生している。特に偏角 $\beta = 35^\circ$ では発散振動が発生しており、偏角 β の増加によって空力的に不安定になっている。それに対して、図 5-4(b) に示すように、ヘリカルストランドを $\psi = 60^\circ$ で設置した場合でも、偏角 $\beta = 0^\circ$ では $2A/D = 0.6$ 程度の渦励振が発生している。しかし、図 5-4(a) において偏角 $\beta \geq 20^\circ$ で発生していた振動はヘリカルストランドの設置により完全に抑制されている。

発散振動が発生した偏角 $\beta = 35^\circ$ でのストランド模型と円柱模型の応答と空力

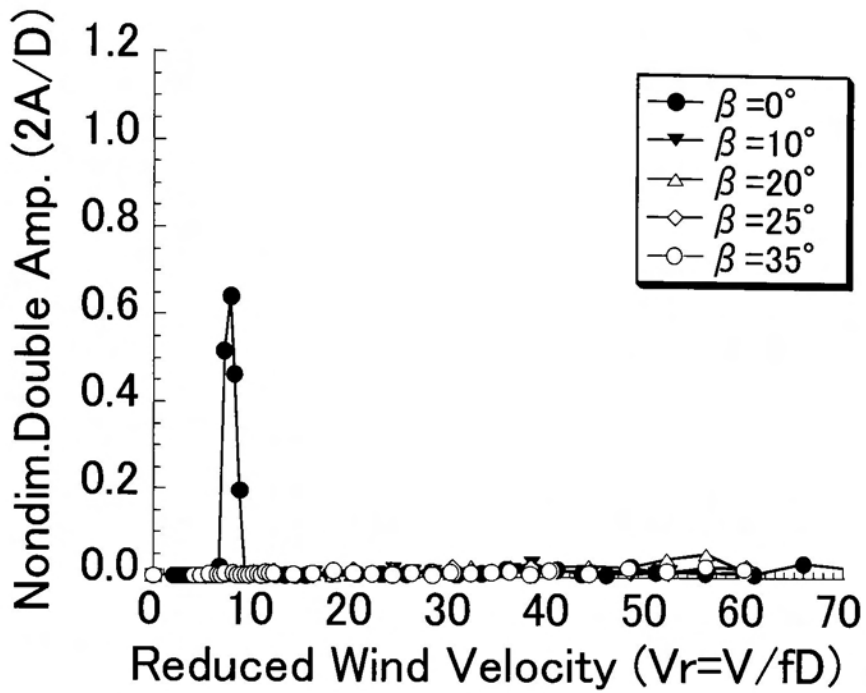
減衰率を比較したものを図 5-5, 図 5-6 に示す. ヘリカルストランドを設置していない場合では, 発振換算風速は円柱模型で $V_r=70$ 付近, ストランド模型では $V_r=35$ 付近であった(図 5-5). また図 5-6 に示すように, ストランド模型の発散率は円柱模型に比べて高風速域でかなり大きくなっている. このように, 偏角がついた場合のストランドケーブルは空力的に非常に不安定である. 一方ヘリカルストランドを設置した場合には, ストランド模型, 円柱模型ともに高風速域でも空力減衰率が正のままとなっている. また, ヘリカルストランドを設置したストランド模型においては, 空力正減衰の値がヘリカルストランドを設置した円柱模型よりも大きくなっており, ヘリカルストランド設置により減衰率が正となる効果は, ストランド模型における方が円柱模型においてよりも大きい.

図 5-7 に各偏角における空力減衰率の $V_r=53$ 付近における平均値を示す. この図 5-7 においても, ヘリカルストランドがない場合では, 偏角が大きくなると空力的に不安定になっており, ヘリカルストランドを設置した場合には, 偏角が大きくなってもほぼ一定の安定した減衰力が作用している.



(a) ヘリカルストランドなし

図 5-4 ストランド模型の応答



(b) ヘリカルストランド有り($\psi = 60^\circ$)

図 5-4 スtrand模型の応答

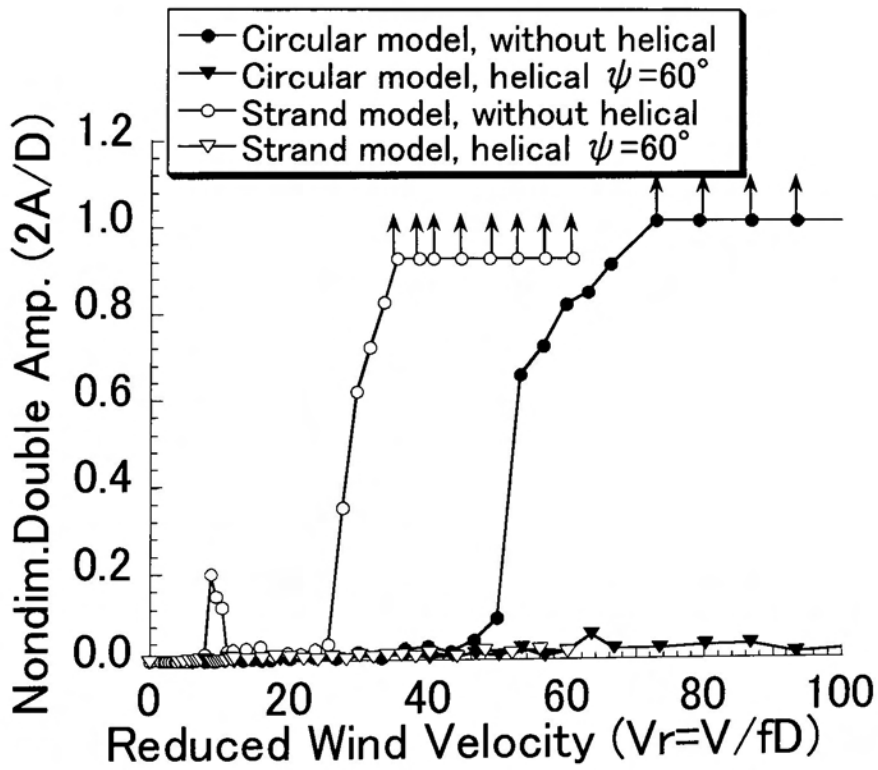


図 5-5 各模型の応答の比較(偏角 $\beta = 35^\circ$)

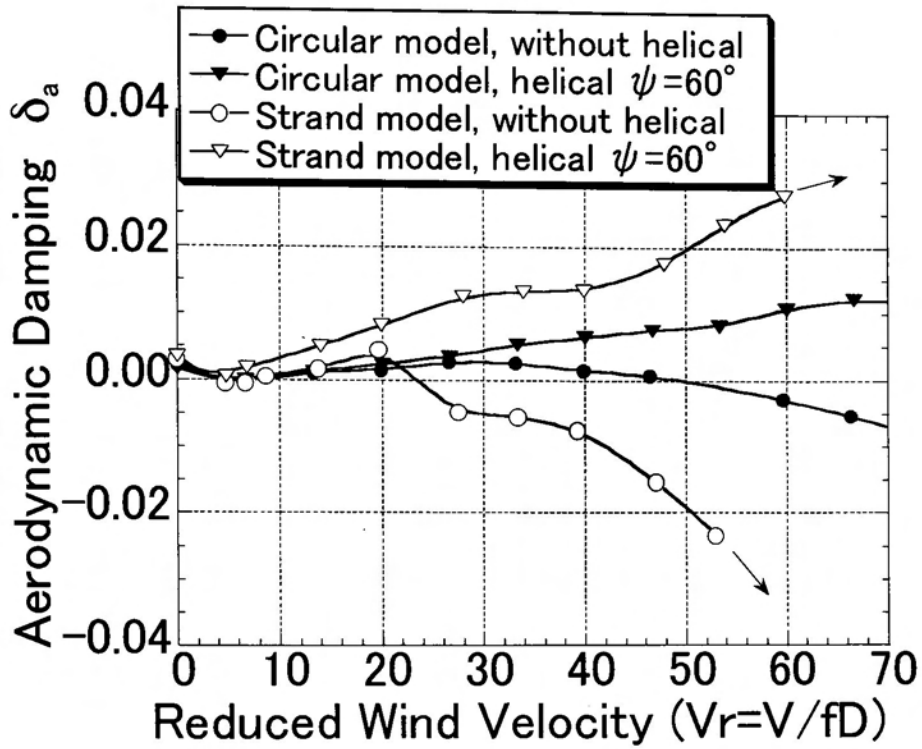


図 5-6 各模型の空力減衰率の比較 (偏角 $\beta = 35^\circ$, $2A/D=0.4$)

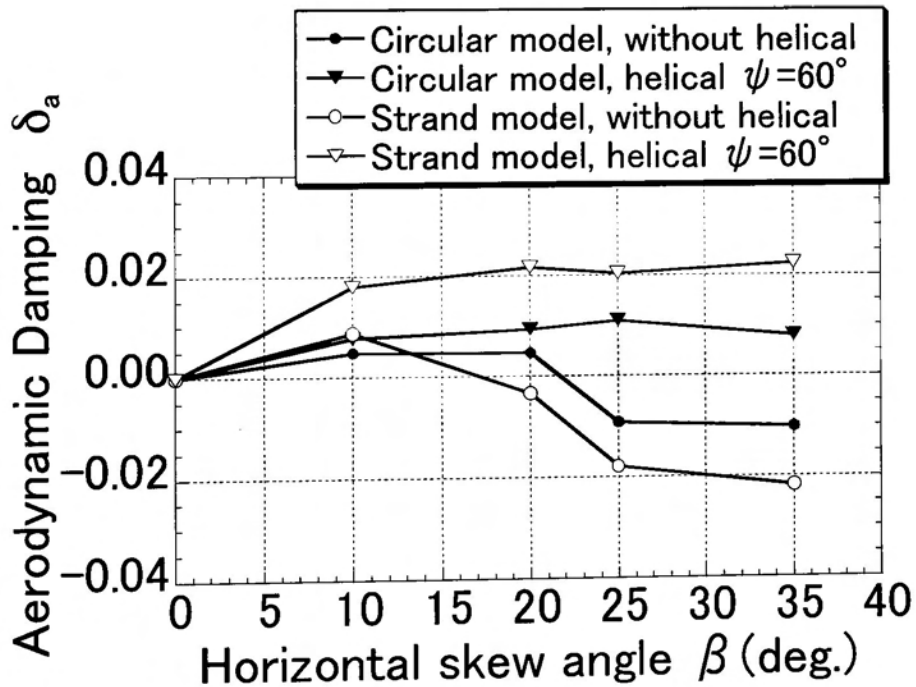


図 5-7 各偏角での空力減衰率 ($V_r \approx 53$)

5.2 表面圧力特性

水平偏角がついた場合の模型表面の圧力特性について検討し、前節で示したマルチストランドケーブルの空力不安定性の要因、およびヘリカルストランドによる制振のメカニズムについて明らかにすることを目的として、非定常圧力測定実験を行った。

5.2.1 実験概要

実験は、水平偏角を図 5-2 のように変化させて 4.4.1 と同様の測定システム、測定方法により圧力を測定した。応答実験の結果から、偏角がついた場合では迎角による影響が少なかったため、模型の迎角 α は $\alpha = 0^\circ$ で固定して模型を支持し、強制加振時の加振振幅は $2A/D=0.2$ 、加振振動数 $f=3.0\text{Hz}$ の上下 1 自由度振動状態で行った。また、模型が貫通する端板の窓は上下 1 自由度振動実験と同様とした。

図 5-8(a), (b) に実験に用いた圧力模型の概要を示す。ストランド模型に関しては、4.4.1 で示したものと同様の圧力模型であり、円柱模型に関してもスパン方向に直径 1mm の圧力孔が 20mm ピッチで計 33 点配置されており、模型中央部断面には図 5-8 の上部に示すように圧力孔が配置されている。スパン方向に配置された圧力孔から、模型を回転させて測定を繰り返すことにより、模型の周方向の圧力分布を測定した。

また、4.4.1 と同様にして測定されたストランド模型と円柱模型の周波数伝達特性を図 5-9 に示す。

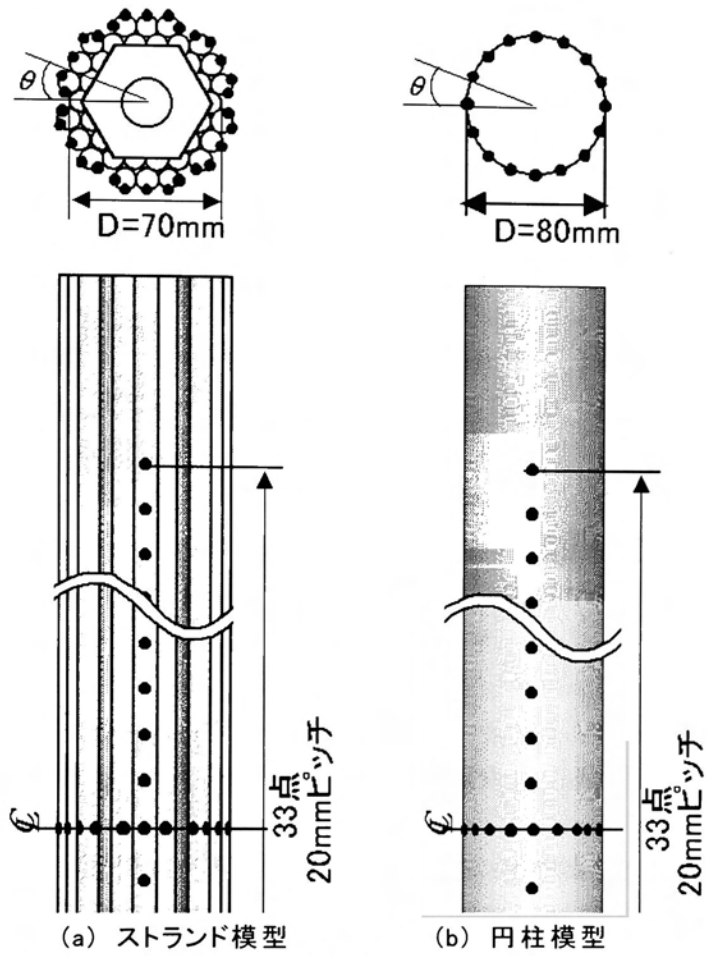
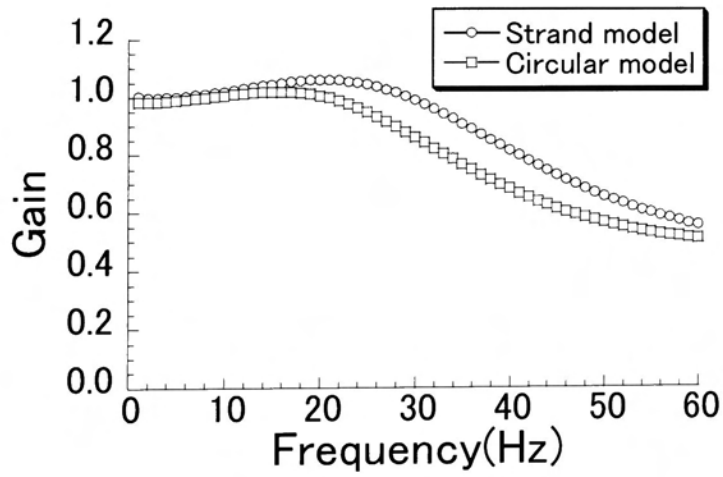
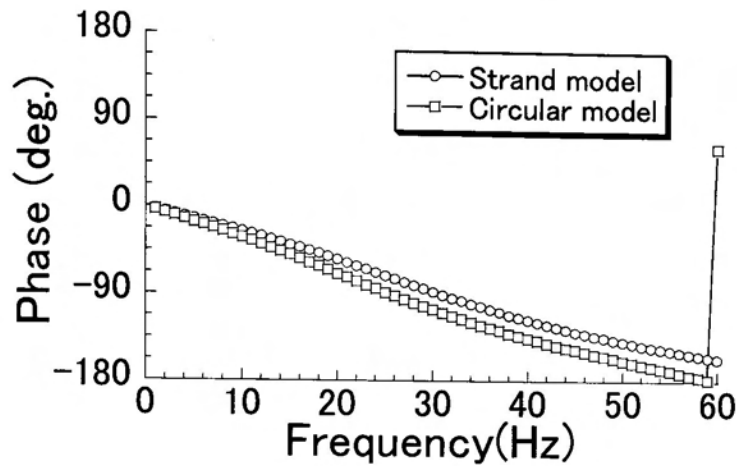


図 5-8 圧力模型概要



(a) 振幅の増幅率

図 5-9 圧力測定装置の周波数伝達特性



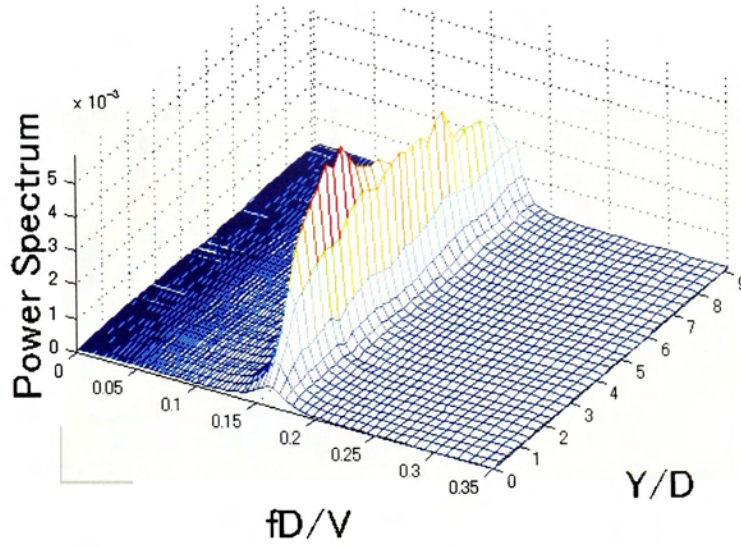
(b) 位相差

図 5-9 圧力測定装置の周波数伝達特性

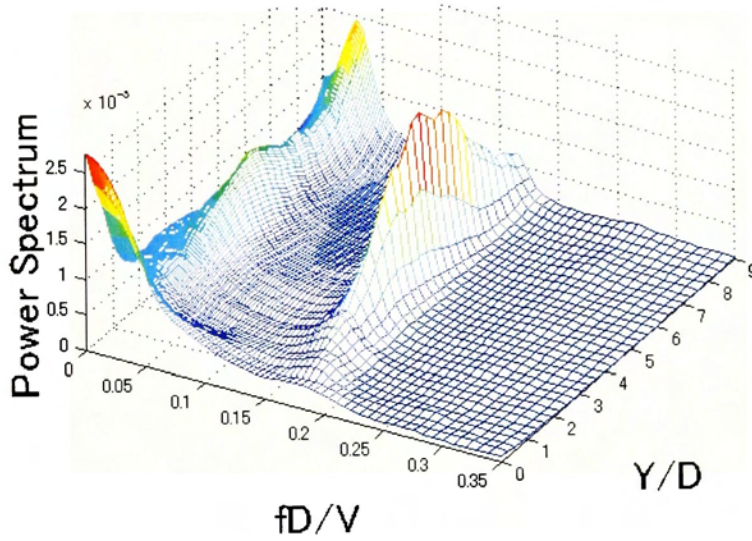
5.2.2 水平偏角による流れの変化

水平偏角 β を変化させた場合のストランド模型周辺の流れ特性について検討するため、模型静止時の模型背面(スパン方向の圧力孔の位置 $\theta = 150^\circ$)に作用する圧力変動の模型スパン方向の分布を図 5-10 に示す。図 5-10 に示したパワースペクトルは、実験で得られた流速の時系列データから 4096 個の連続したデータを取り出して ARM⁽⁴⁻³⁾ によるスペクトル解析(サンプリング周波数 500Hz, 振動数のベクトル長さ 200)を行い、500 点ずらして同様の解析を 20 回繰り返して平均をとってパワースペクトルを平滑化している。

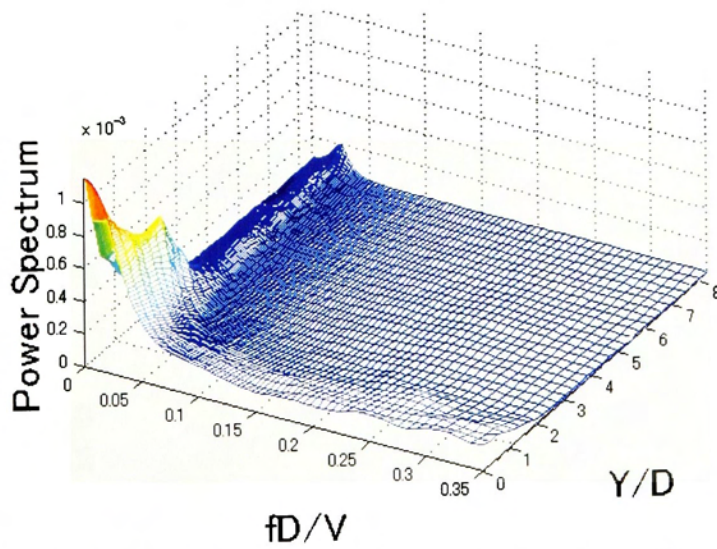
水平偏角 $\beta = 0^\circ$ の場合、つまり風の流れに対して模型が直交するように設置されている場合では、スパン方向全域に渡り、ストローハル成分のピークが卓越しており、剥離による渦列の形成が推測できる。しかし、このストローハル成分は偏角の増大に伴って小さくなっており、偏角が $\beta = 20^\circ$ 以上ではほとんど認められない。その代わりに $fD/V = 0.03$ の低い振動数成分のパワースペクトルの値は、偏角の増大に伴って徐々に大きくなっている。この低周波数成分のピークはストローハル成分のピークとは異なり、模型のスパン方向全域に均一に広がっておらず、模型の上流側 ($Y/D \leq 2$; 水平偏角のため、スパン方向で見た場合、この部分が模型の上流側となる) で特に大きな値を示している。しかし、この低周波成分のピークも、偏角の増大にしたがって模型のスパン方向全域で見られるようになる。



(a) $\beta = 0^\circ$

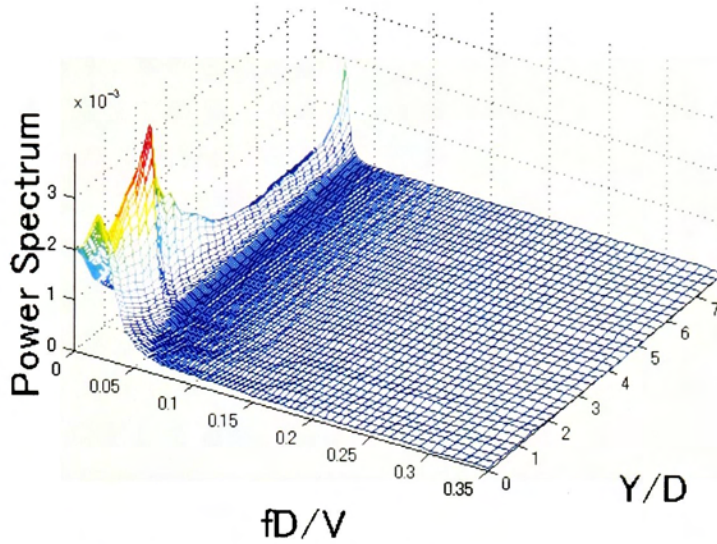


(b) $\beta = 10^\circ$



(c) $\beta = 20^\circ$

図 5-10 偏角 β による圧力変動のパワースペクトル (静止時, $Re=4.3 \times 10^4$)



(d) $\beta = 30^\circ$

図 5-10 偏角 β による圧力変動のパワースペクトル (静止時, $Re=4.3 \times 10^4$)

上記のように、水平偏角がついた場合では、模型のスパン方向での流れ特性に違いが確認できた。そこで、模型の上流域と下流域の流れについて、詳しく検討するため模型上流域 ($Y/D=1.6 \sim 2.0$) と模型中央部 ($Y/D=3.7 \sim 4.6$) の各断面での変動揚力係数をレイノルズ数 $Re=2.2 \times 10^4$ と $Re=4.3 \times 10^4$ の場合についてそれぞれ図 5-11, 図 5-12 に示す。模型下流域と模型中央部とでは、顕著な変化が認められなかったため、ここでは模型下流域について特に示していない。なお、各断面での揚力係数の時系列 C_{Li} については圧力の時系列データ p_i より次式 (5.1) によって求めている。

$$C_{Li} = \frac{-2 \int_0^{2\pi} p_i(s) \sin \theta'_j ds}{\rho V^2 B} \quad (5.1)$$

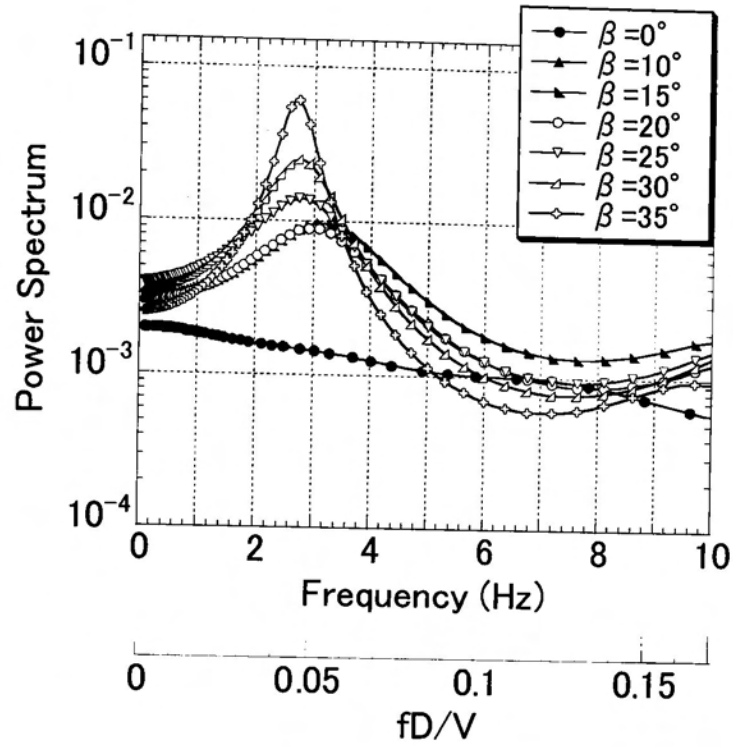
ここで、 s : 模型周方向, θ'_j : 各ストランドの中心を原点とした風向側からの角度, B : 模型幅 (式 (3.5) 参照)

図 5-11 に示すように、模型の上流域では、風速 (レイノルズ数) が大きくなった場合、水平偏角 $\beta = 30^\circ$, 35° のケースで揚力係数の値が大きな値を示している。レイノルズ数 $Re=2.2 \times 10^4$ の場合 (図 5-11(a)) では、その卓越したピークとなる振動数が $\beta = 10^\circ$ では $fD/V=0.06$ 程度であるが、 $\beta = 35^\circ$ では $fD/V=0.045$ と、水平偏角 β が大きくなるに従って、ピークとなる振動数が低い値をとっている。 $Re=4.3 \times 10^4$ の場合 (図 5-11(b)) のように、レイノルズ数が大きくなると、ピークとなる振動数が偏角の増大に従って小さくなる傾向は認められるが、レイノルズ数 $Re=2.2 \times 10^4$ 付近に比べるとその変化はわずかである。

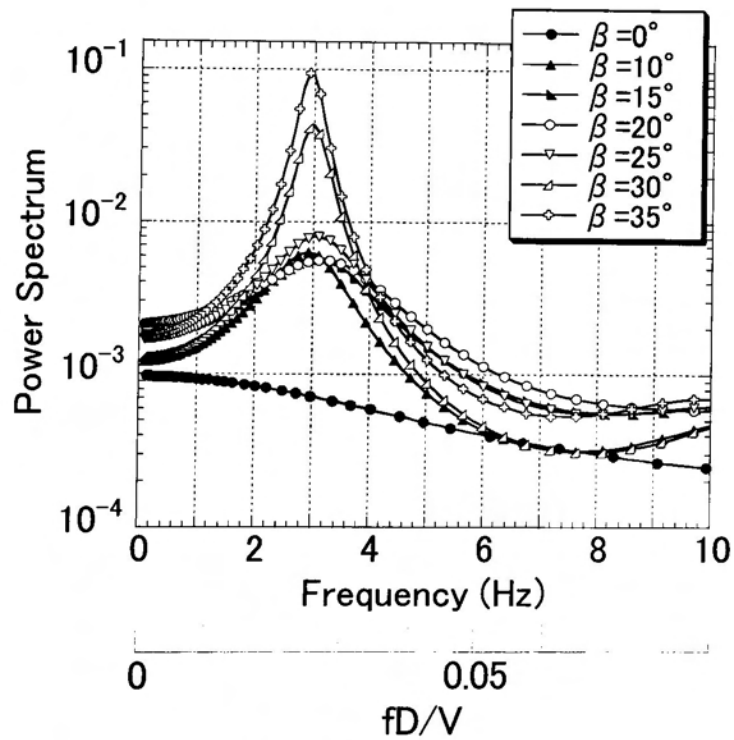
それに対して、模型中央部 (図 5-12) では、 $fD/V=0.15 \sim 0.17$ 程度のストローハル

成分のピークが $\beta = 0^\circ \sim 15^\circ$ までは明確に生じているが、 $\beta = 20^\circ$ 以上では明確には生じておらず、水平偏角の増大にともない、そのピーク値は小さくなっている。また、模型上流域でのピークの振動数と同様に、偏角が大きくなるにしたがって、このストローハル成分は小さい値を取っている。風速(レイノルズ数)が大きくなった場合には、ストローハル数の揚力の値は小さくなっており、偏角が大きくなった場合のストローハル成分のピークはより明確ではなくなり、成分の近い2つのピークが現われている。次に、レイノルズ数 $Re = 2.2 \times 10^4$ の場合(図 5-12(a))のストローハル成分の振動数(最大値の振動数)と偏角 β の関係を図 5-13 に示す。図 5-13 より、ストローハル成分の振動数は $\beta = 10^\circ$ で $fD/V = 0.164$ 、 $\beta = 15^\circ$ で $fD/V = 0.16$ と変化しており、Hanson の COS 法則⁵⁻³⁾に従っており(図 5-13)、水平偏角がついた場合の渦の放出には、風速の模型に垂直な成分が関係していることが確認できる。 $\beta = 25^\circ$ と $\beta = 35^\circ$ においては COS 法則からはずれているが、 $\beta = 20^\circ$ 以上ではピークが明確でないため、より詳細な検討が必要である。また、上流域での卓越した低周波成分の低下においても、この風速の模型に垂直な成分が影響したと推測できる。

以上より、水平偏角が大きくなると、模型上流域での揚力の低周波成分のピークは大きくなり、模型下流域でのストローハル成分のピークは小さい値を取っている。風速(レイノルズ数)が大きくなった場合には、その傾向はより強まっている。さらに、風速が大きくなった場合には、模型上流域の卓越したピークの振動数が、 $\beta = 35^\circ$ での 2.8Hz(図 5-11(a))から 3.0Hz(図 5-11(b))の変化に見られるように、大きくなっている。この揚力係数の卓越したピークが生じている振動数から換算共振風速 $U_r (=V/fD)$ を $\beta = 35^\circ$ の場合について算出すると、 U_r は $U_r = 20 \sim 40$ の値を示しており、これは図 5-5 の上下1自由度応答実験において振動が発生し始めた換算風速域に一致している。このことから、偏角をつけた場合の空力的な不安定性はこの模型上流域での低周波成分の揚力によるところが大きいと考えられる。

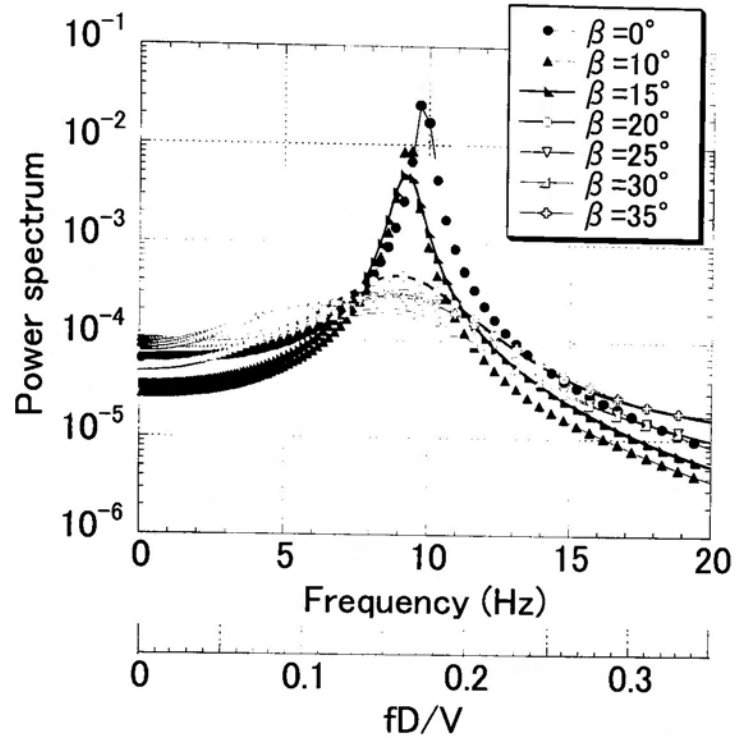


(a) $Re=2.2 \times 10^4$

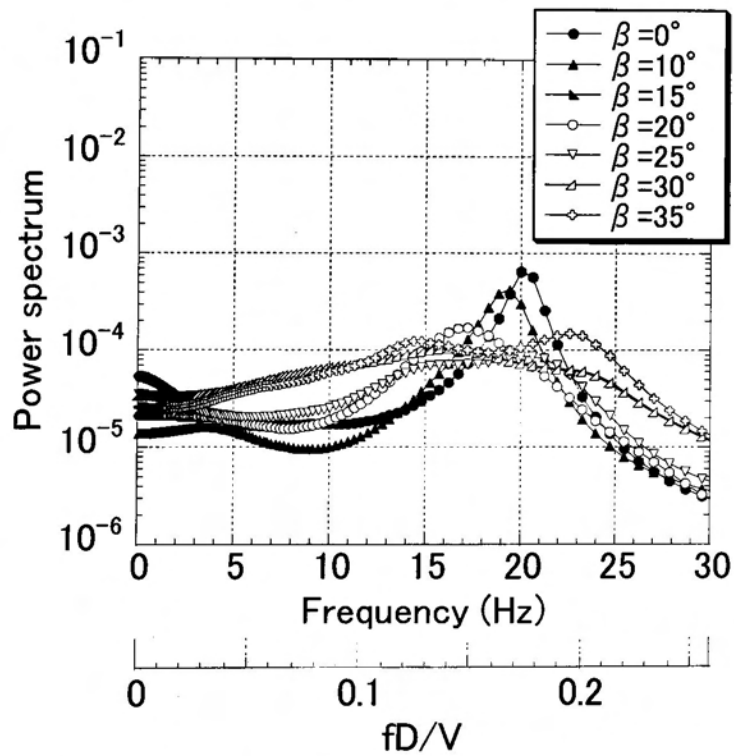


(b) $Re=4.3 \times 10^4$

図 5-11 模型上流域($Y/D=1.6 \sim 2.0$)での揚力係数のパワースペクトル



(a) $Re=2.2 \times 10^4$



(b) $Re=4.3 \times 10^4$

図 5-12 模型中央部($Y/D=3.7 \sim 4.6$)での揚力係数のパワースペクトル

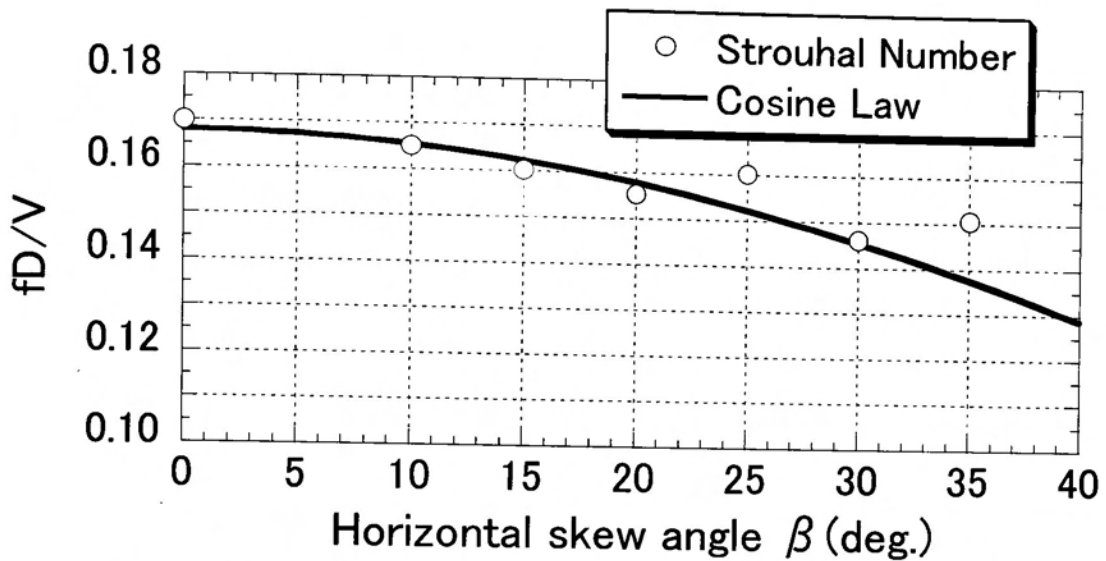


図 5-13 偏角 β とピークとなる無次元振動数 fD/V の関係 ($Re=2.2 \times 10^4$)

5.2.3 スパン方向変動圧力の分布

前で述べたように、水平偏角をもったストランド模型の空力的な不安定性は低周波成分の流れ特性に起因している。そこで、以下で既往の研究として円柱模型に関してすでに示された事象と比較しつつ、マルチストランドケーブルに周辺の低周波成分の流れ特性について検討する。

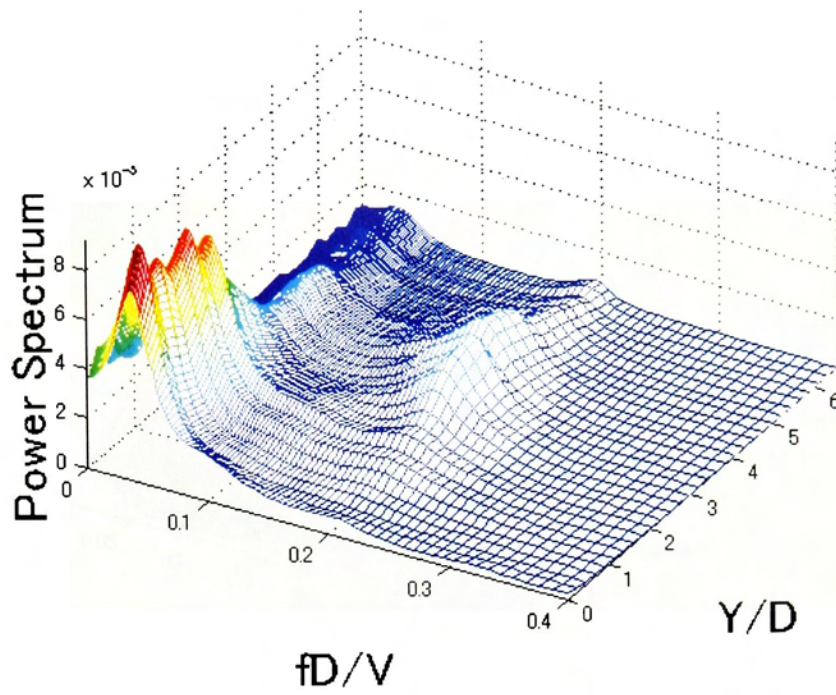
上下 1 自由度応答実験の結果から、最も空力的に不安定であった水平偏角 $\beta = 35^\circ$ での圧力変動の模型スパン方向の分布を見るため、パワースペクトルをスパン方向位置 Y/D と無次元周波数 fD/V を軸として図 5-14, 図 5-15 に示す。図 5-14 に円柱模型の静止時と加振時の測定結果をそれぞれ示す。なお、スパン方向の圧力孔の位置は既往の研究⁵⁻⁴⁾との対応を見るため、 $\alpha = 0^\circ$ での淀み点から $\theta = 135^\circ$ の位置に設定した。

円柱模型静止時(図 5-14(a))には、模型スパン方向にわたって $fD/V=0.03$ 付近の低周波数成分が現われている。この低周波数成分は、ストランド模型の場合(図 5-10(a))と同様に $\beta = 0^\circ$ では見られないものである。水平偏角を $\beta = 35^\circ$ とした場合では図 5-14(a)を見てもわかるように、特に模型のスパン上流域($Y/D \leq 2$)で、この低周波数成分のピークが強く現われている。また $Y/D \geq 2$ では、ストローハル数 $S_t=0.2$ のカルマン渦による変動圧力のピークも確認できる。加振時には、実験を行った $Vr=40 \sim 70$ のどの換算風速でも、図 5-14(b)のように加振成分の周波数域で模型の振動に同期して生じた渦によるピークが現われている。このピークは模型上流域で特に強く卓越しており、静止時の低周波成分に対応した流れの影響による

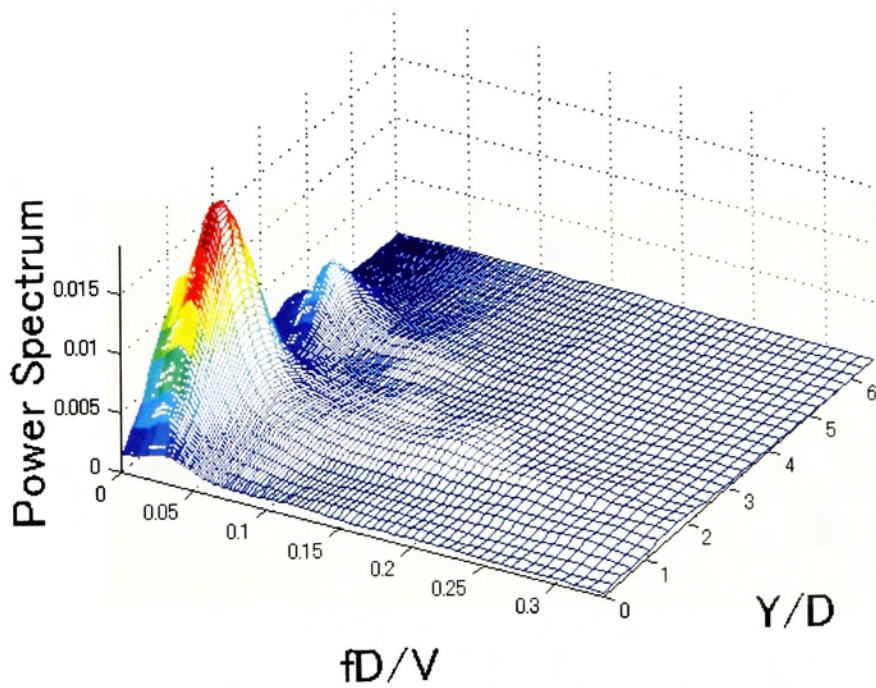
ものと考えられる。この結果は、松本ら⁵⁻⁴⁾による傾斜円柱の圧力特性と同じ傾向を示している。

図 5-15 にストランド模型の静止時と加振時の測定結果($\beta = 35^\circ$)を迎角 $\alpha = 0^\circ$ についてそれぞれ示す。スパン方向の圧力孔の位置は円柱模型のケース(図 5-14)に近い $\theta = 150^\circ$ の位置とした。

静止時(図 5-15(a))には、 $fD/V=0.03$ 程度の低周波数成分のピークが模型スパン方向全域にわたり、円柱模型の場合よりも明確に確認できる。特に模型上流域の $Y/D=1.5$ 付近においては顕著である。加振時(図 5-15(b))については、実験を行った $Vr=40\sim 70$ のすべての換算風速域で、加振成分のピークが模型上流側で発生している。静止時、加振時とも円柱模型の場合と同じく、模型上流域($Y/D \leq 2$)において低周波の加振成分が顕著に卓越しているが、その圧力変動のパワースペクトルの値はストランド模型の場合の方が大きくなっている。また、円柱模型の場合に模型下流域で生じていたカルマン渦によるピークは、ストランド模型においては確認できない。水平偏角をつけていない $\beta = 0^\circ$ のストランド模型の場合では、ストローハル成分の卓越したピークのみが確認できたこと、ならびに偏角をつけた円柱模型の場合でも、低周波成分が卓越する上流域ではストローハル成分のピークがみられないことを考慮すると、水平偏角をつけたストランド模型においては、スパン方向全域にわたって低周波成分が強く現われているためにストローハル成分が見られない可能性が考えられる。このように、ストランド模型では低周波成分の影響が模型のスパン方向全域にわたって強く現われており、図 5-6 のように円柱模型に比べ、ストランド模型の方が空力的に不安定となったと考えられる。

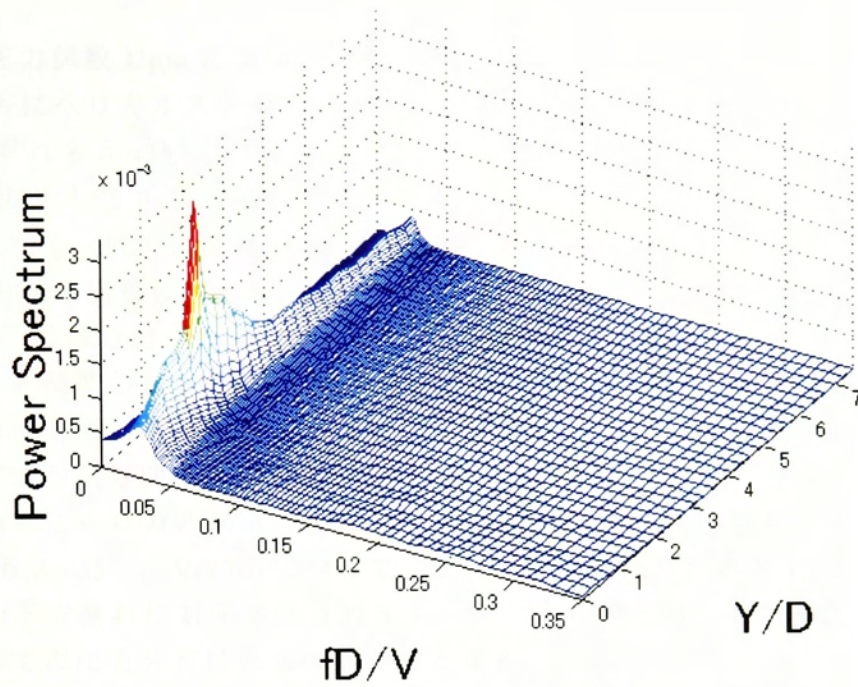


(a) 静止時 ($Re=4.3 \times 10^4$)

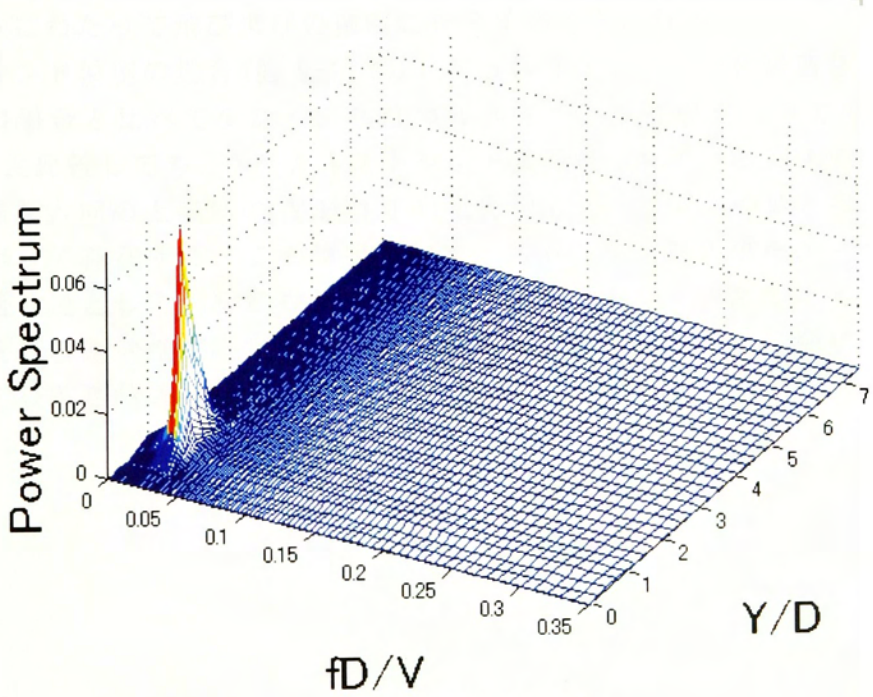


(b) 加振時 ($V_r=40$)

図 5-14 円柱模型の圧力変動のパワースペクトル
(ヘリカルストランドなし, 偏角 $\beta=35^\circ$, $\theta=135^\circ$)



(a) 静止時 ($Re=4.3 \times 10^4$)



(b) 加振時 ($Vr=40$)

図 5-15 スtrand模型の圧力変動のパワースペクトル
(ヘリカルstrandなし, 偏角 $\beta=35^\circ$, $\theta=150^\circ$)

5.2.4 ヘリカルストランドの設置による圧力分布の比較

1) 平均圧力係数 C_{pm} について

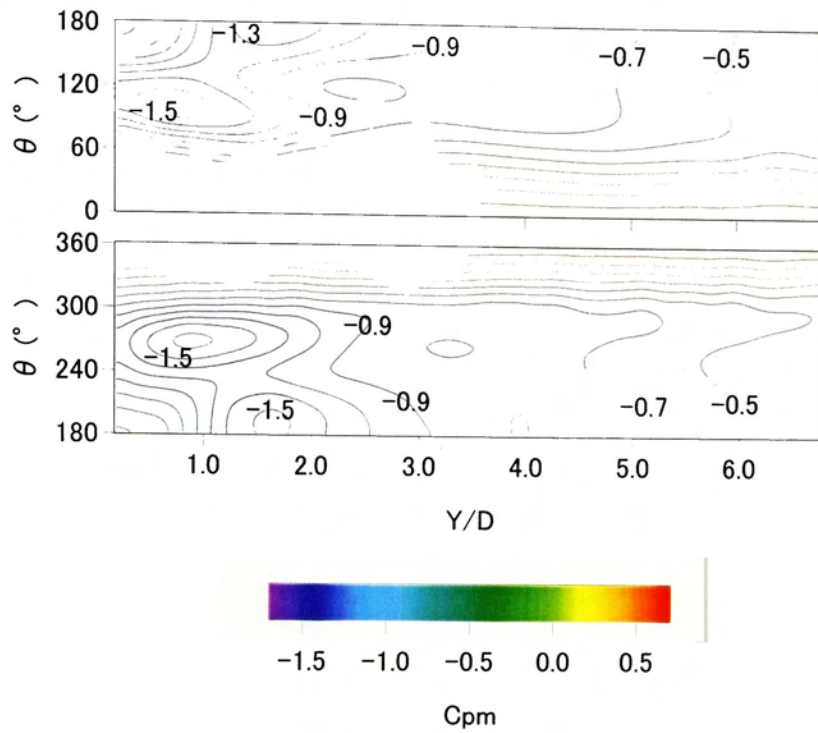
図 5-16 にヘリカルストランドを巻きつけていない状態の円柱模型とストランド模型(いずれも $\beta = 35^\circ$, $V_r = 70$)について, その圧力分布を平均圧力係数 C_{pm} (式(4.2)参照)として示す. なお, 応答実験において $\beta = 35^\circ$ では迎角による違いが少なかったため, 圧力測定は $\alpha = 0^\circ$ の場合のみ行った.

図 5-16(a)の円柱模型では, 模型の上流域の模型上面($\theta = 90^\circ$)と下面($\theta = 270^\circ$)付近及び, 模型背面($\theta = 180^\circ$)で特に圧力が低い値を示している. それに対して, ストランド模型の場合(図 5-16(b))では, 圧力が低い値を示している範囲が円柱模型のように局所的ではなく, $\theta = 100^\circ$ と 260° において $Y/D = 1.0$ 付近の上流域を中心としてスパン方向に広がる傾向がある.

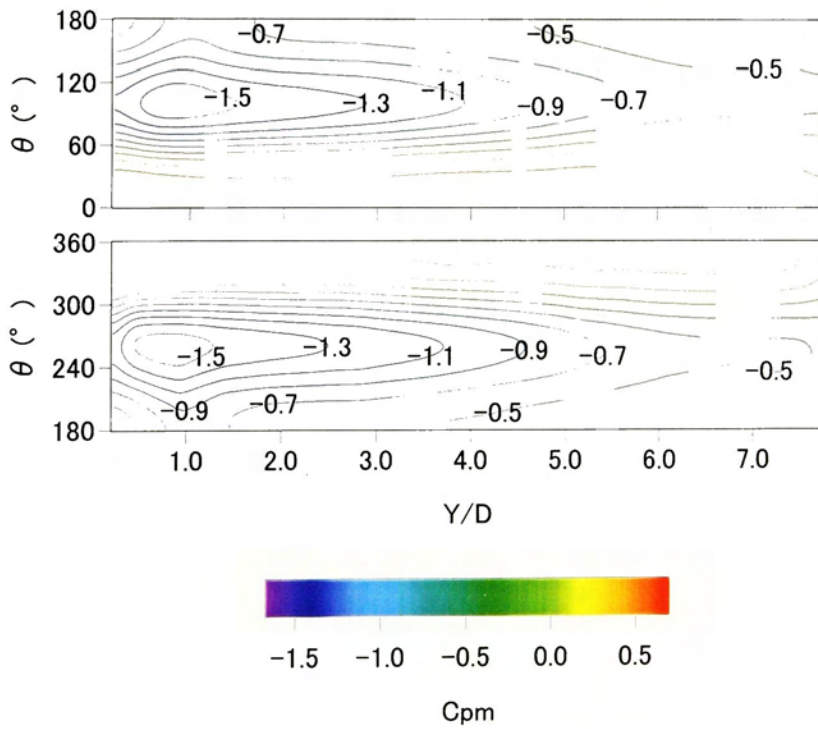
図 5-17 にヘリカルストランドを巻きつけた状態の円柱模型とストランド模型(いずれも $\beta = 35^\circ$, $V_r = 70$)について, 圧力分布を平均圧力係数 C_{pm} として示す. 模型の上下で流れに対するヘリカルストランドの巻き角が異なるため, 模型の上面と下面での圧力分布は異なったものとなる.

円柱模型の場合(図 5-17(a))では, ヘリカルストランドの設置によって, 設置前(図 5-16(a))に比べて圧力の分布に顕著な違いが認められる. すなわち圧力の低い箇所がヘリカルストランド設置位置の間に存在し, 圧力の低い部分が模型スパン方向全体にわたって飛び飛びの位置に存在することとなる.

ストランド模型の場合(図 5-17(b)), ヘリカルストランドの設置による影響は円柱模型の場合と比べて少なく, ヘリカルストランドを巻きつけていない場合(図 5-16(b))と比較しても, ヘリカルストランド設置後の圧力分布に大きな変化はなく, 模型スパン方向の上流域の $Y/D = 1.0$ 付近を中心として圧力の低い部分がスパン方向に拡がって存在する. この原因として, ストランド間の溝がケーブル軸方向の空気の通り道としての役割を果たし, ヘリカルストランド近傍においてもスパン方向で流れの連続性が保たれている可能性が考えられるが, 詳細についてはさらに検討する必要がある.

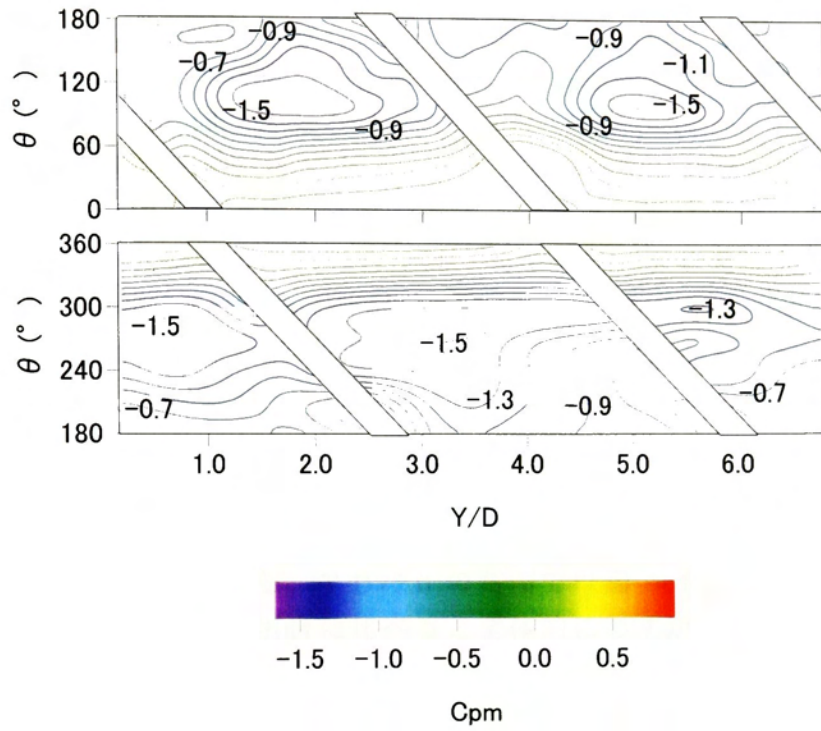


円柱模型 (上図:模型上面, 下図:模型下面)

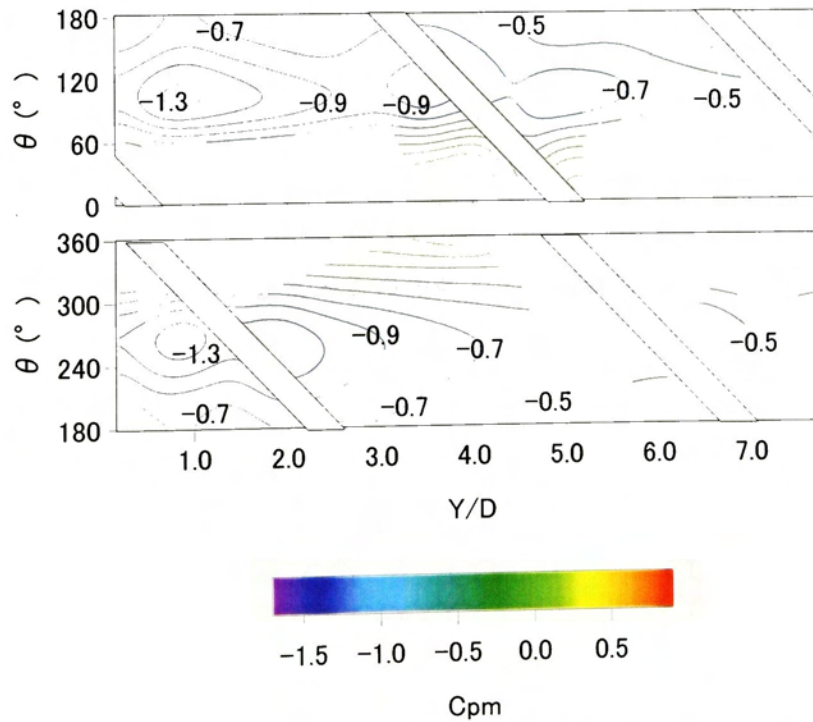


(b) ストランド模型 (上図:模型上面, 下図:模型下面)

図 5-16 ヘリカルストランドなしの場合の圧力分布 C_{pm} ($\beta = 35^\circ$, $V_r = 70$)



(a) 円柱模型 (上図:模型上面, 下図:模型下面)



(b) ストランド模型 (上図:模型上面, 下図:模型下面)

図 5-17 ヘリカルストランド設置時の圧力分布 C_{pm} ($\beta=35^\circ$, $V_r=70$)

2) 非定常圧力係数 C_{pf} について

各模型について、圧力が低い値を示した模型上流域の模型下面および模型背面付近にヘリカルストランドが位置する断面に注目し、その断面周りでの非定常圧力係数 C_{pf} の分布を図 5-18, 図 5-19 に示す。

円柱模型の場合(図 5-18), ヘリカルストランドを巻きつけない状態では、模型の上下面、模型背面で非定常圧力は比較的大きい値を示している。しかし、ヘリカルストランドが巻きつけられた場合では、模型周囲の非定常圧力は小さい値となる。特に、図 5-18(c)に示すように模型背面にヘリカルストランドが位置する断面の場合でも、模型背面だけでなく模型の上下面においても非定常圧力が低下している。このように、模型背面の流れにヘリカルストランドが影響する断面においても、模型の上下面の圧力特性に影響を及ぼしている。

それに対して、ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合(図 5-19), $Y/D=1.0$ の断面ではヘリカルストランドの効果が模型後方で見られ、非定常圧力が低下している。しかし、 $Y/D=2.0$ の断面では図 5-19(c)に示すように、非定常圧力の低下は円柱模型の場合に比べると全体的にわずかである。

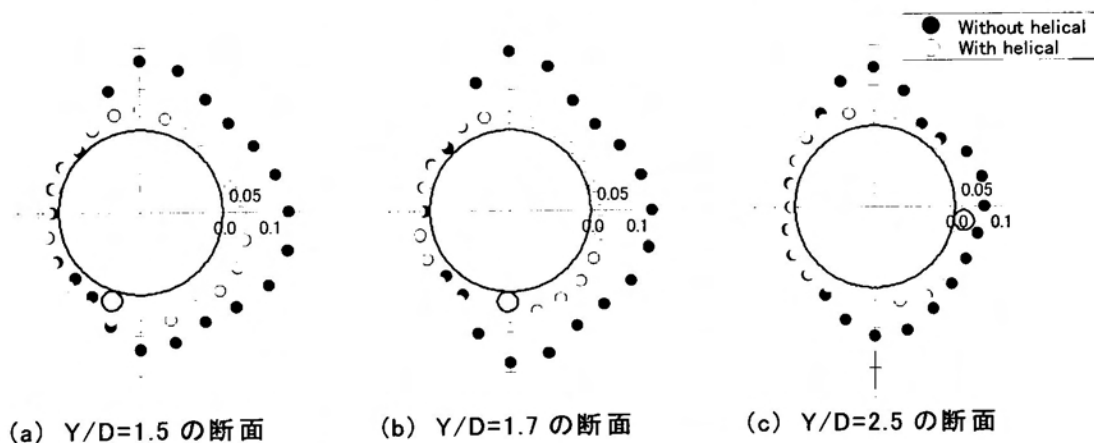


図 5-18 円柱模型の非定常圧力係数 C_{pf} の分布 ($\beta=35^\circ$, $V_r=70$)

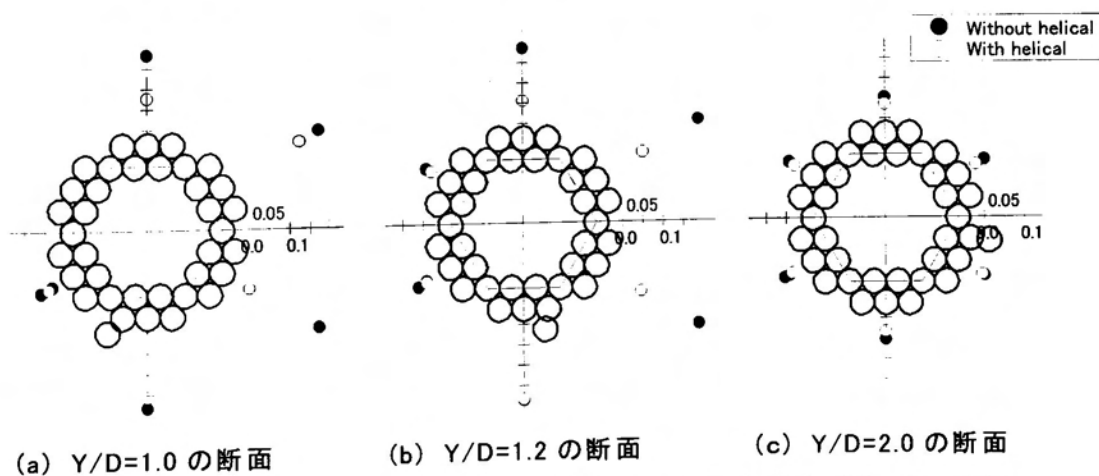


図 5-19 スtrand模型の非定常圧力係数 C_{pf} の分布 ($\beta=35^\circ$, $V_r=70$)

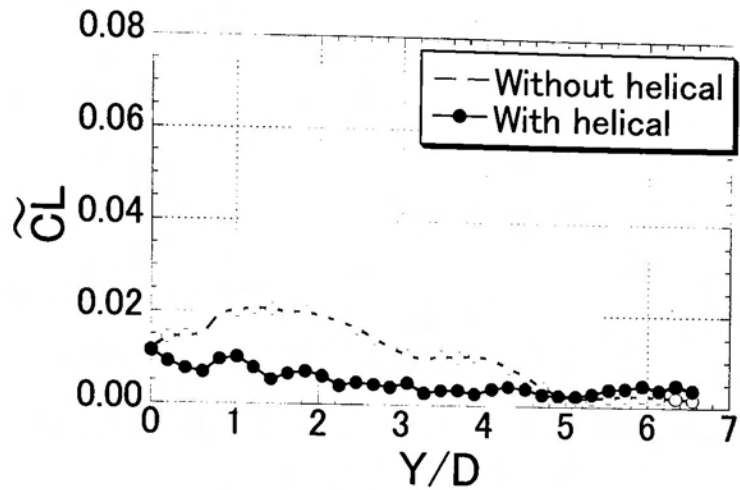
5.2.5 断面周りの仕事の分布に基づくヘリカルストランドの影響に関する考察

前述のように，ヘリカルストランドの設置による非定常圧力の低減効果は円柱模型の場合の方が大きく，上下1自由度応答実験の結果(図 5-5, 図 5-6)で見られたように，ヘリカルストランドを巻きつけた場合のストランド模型の空力的な安定性には，非定常圧力の低下の他にも原因が考えられる．そこで，各断面での揚力係数 C_{Li} の時系列を式(5.1)により求め，各断面での変動揚力，その模型変位に対する位相差と無次元仕事を図 5-20, 図 5-21 にそれぞれ示す．

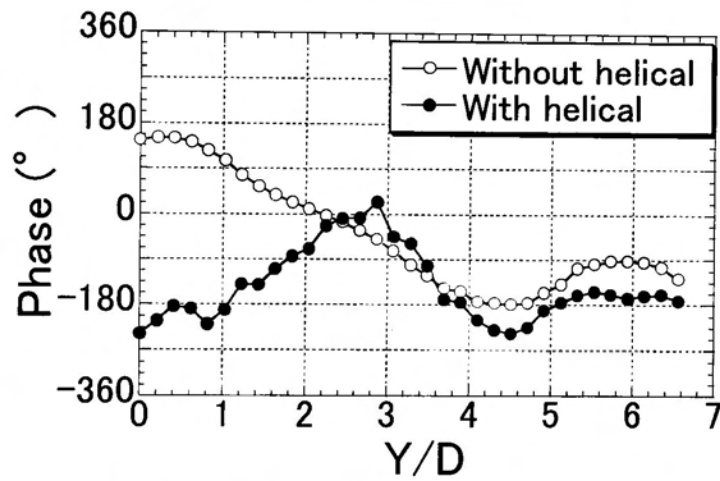
図 5-20(a)より，円柱模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合では，ヘリカルストランドのない場合に比べ，変動揚力は全体的に小さくなっており，特に模型上流域でその影響が著しい．一方，ストランド模型にヘリカルストランドを設置した場合は，図 5-21(a)のように，ヘリカルストランドのない場合に比べると，模型上流域の変動揚力は小さくなっている．しかし，その変動揚力の低下の程度は円柱模型ほど広い範囲にわたっておらず，下流域に比べると上流域に作用する変動揚力は依然として大きな値を示している．

円柱の模型変位に対する位相差(図 5-20(b))については，ヘリカルストランドを巻きつけていない場合，下流域に向かう(Y/D が大きくなる)に従って位相は徐々に遅れており，模型上流域では励振力が，下流域では減衰力が作用している(図 5-20(c))．しかし，ヘリカルストランドを巻きつけた場合は，模型上流域で位相が逆転しており，減衰力が作用している(図 5-20(c))．それに対して，ストランド模型の位相差(図 5-21(b))は，ヘリカルストランドを巻きつけていない場合でも，ヘリカルストランドを巻きつけた場合でも，スパン方向で位相の変化はあまり大きくなく，ほぼ一定の値を示している．そのため，図 5-21(c)に示すように，ヘリカルストランドを巻きつけていない場合では，スパン方向全体にわたって励振力が模型に作用しているが，ヘリカルストランドを巻きつけた際には，位相が遅れるためスパン方向全体にわたって減衰力が作用している．

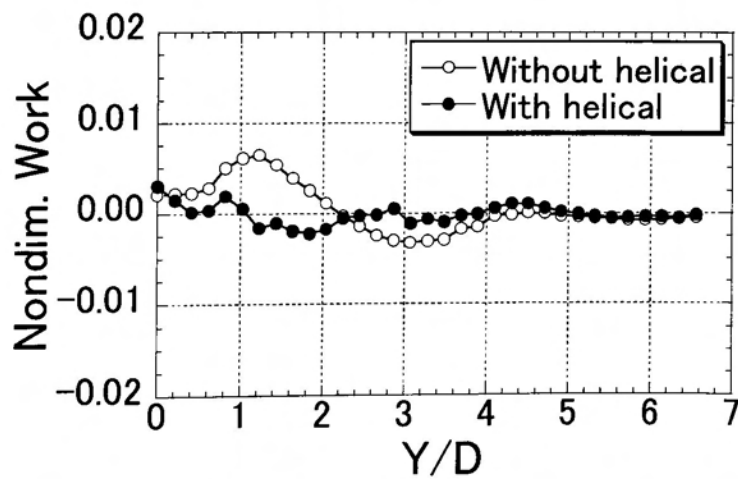
以上より円柱模型では，ヘリカルストランドを巻きつけた場合，非定常圧力が低下し，模型上流域の位相が遅れるという2つの影響により，励振力が小さくなり空力的に安定する．一方，ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合は，非定常圧力を低下させる効果は小さいが，広い範囲で位相の正負が逆転する．そのため，ヘリカルストランド設置前に広い範囲にわたって励振力として作用していた非定常圧力が，ヘリカルストランドを巻きつけた際には広い範囲で減衰力として作用している．これらが原因となって，ヘリカルストランドを巻きつけた際には，ストランド模型が円柱模型より安定化したものと考えられる．



(a) 変動揚力係数

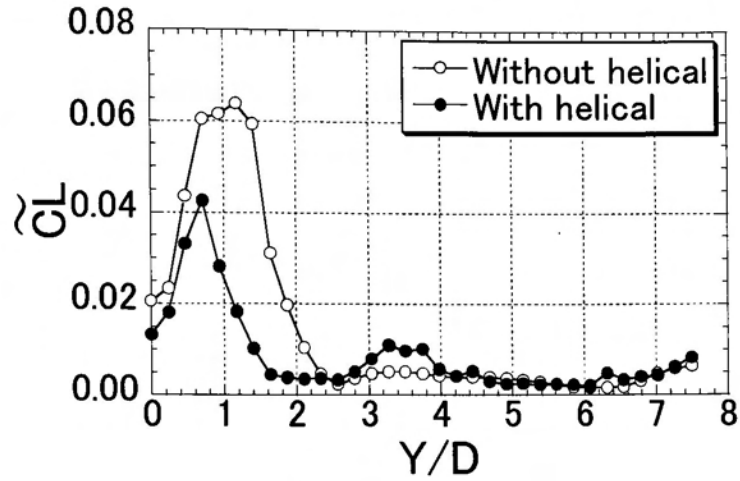


(b) 揚力の変位に対する位相差

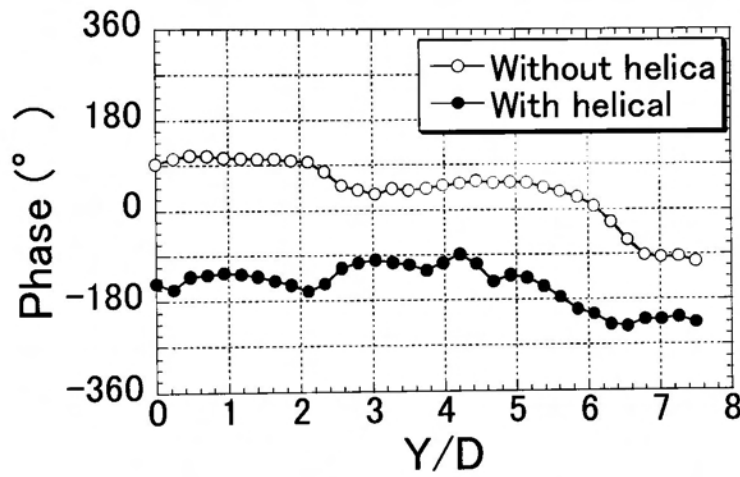


(c) 揚力による無次元仕事

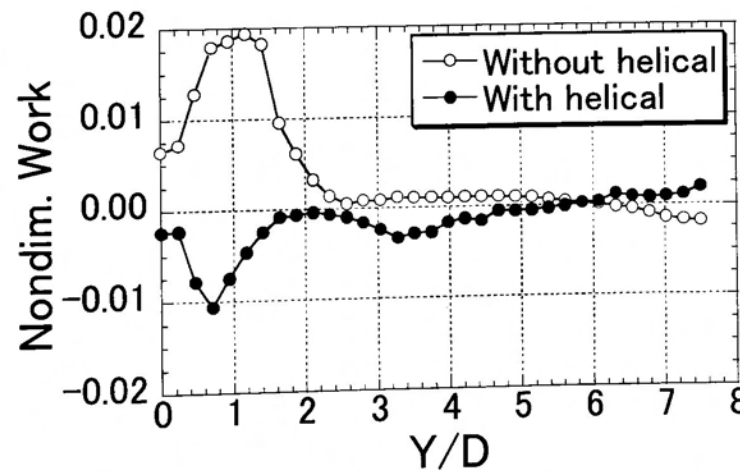
図 5-20 円柱模型断面に作用する揚力のスパン方向の変化($\beta = 35^\circ$, $V_r = 70$)



(a) 変動揚力係数



(b) 揚力の変位に対する位相差



(c) 揚力による無次元仕事

図 5-21 スtrand模型断面に作用する揚力のスパン方向の変化 ($\beta = 35^\circ$, $Vr = 70$)

5.2.6 流れ場が空気力特性に及ぼす影響に関する考察

風洞実験において、水平偏角を持った模型が空力的に不安定になる原因は、5.2でこれまで述べてきたように、模型上流域での低周波成分の流れによるものであり、この流れを制御することが空力的な安定化に繋がると考えられる。既往の文献においては、この低周波成分の流れは模型背面の模型軸に沿った流れによるものであり、この軸方向流(2次流れ)が斜風作用時にケーブルに振動が発生する要因であるという報告がある^{5-4), 5-5), 5-6)}。

そこで、模型背面の軸方向流について確認するために、図5-22に円柱模型を上面から見た可視化映像を示す。写真左側の模型上流域で模型背面にスパン方向に沿った渦の発生が見られる。また、右側の模型下流域では、鮮明な渦の発生は認められないが、軸方向の流れと剥離した接近流が巻き込んだ後、この軸方向流と一体となって下流方向に流れていく様子が現われている。このように本実験においても、円柱模型背面で軸方向に沿った2次流れが確認できる。

本研究で行った圧力測定実験では、軸方向流に影響しているとされる模型が風洞壁を貫通する際の窓の大きさ⁵⁻⁷⁾に関しては検討しておらず、この軸方向流の存在を直接確認するものではない。しかし、軸方向流が流れ場ならびに空気力に及ぼす影響について既往の文献において指摘されていることを考慮すると、総合的に説明できうる結果も得られている。以下に軸方向流の影響の可能性も含めた現象の考察を行う。

風向に対して斜めに配置されたケーブルにおいては、ケーブル背面に生成する軸方向流の影響により、低周波成分の渦放出が生じ、また、カルマン渦の形成が妨げられるという指摘がある⁵⁻⁸⁾。図5-14、図5-15で示した模型背面における変動圧力のスペクトルはこの指摘と整合するものであり、もし、低周波成分の卓越したピークが軸方向流により生成していると考えれば、円柱模型に比べ、ストランド模型ではスパン方向全体にわたって軸方向流の影響を受けていると推測できる。

この軸方向流の存在によって、図5-18、図5-19のように模型の上下面および背面で非定常圧力が大きくなっていると考えられる。この現象については、円柱模型からの2つの剥離せん断流れの相互干渉が阻害され、模型の上下面で著しい圧力低下がもたらされることによって生じている^{5-2), 5-6)}可能性がある。これに基づく、円柱模型にヘリカルストランドを巻きつけることによって模型背面の軸方向流の発生が乱されたために図5-18のように非定常圧力が低減されたと考えられる。また、ストランド模型にヘリカルストランドを設置した場合に、円柱模型に比べて非定常圧力の減少が小さかった原因としては、ストランド間の溝が完全に塞がれていないため、軸方向流を妨げる効果が小さかったことが考えられる。

空力不安定性の原因と考えられる軸方向流は、模型が風洞を貫通するための風洞壁の窓からの吸い込みや模型端部の影響によって顕著に生じており、風洞実験において確認されているのがほとんどである。本章で述べた現象が実際の斜張橋

ケーブルでも実際に起こりうるのか，もし起こるのであれば，それがどのような状況で発生するのか，今後も検討する必要がある。

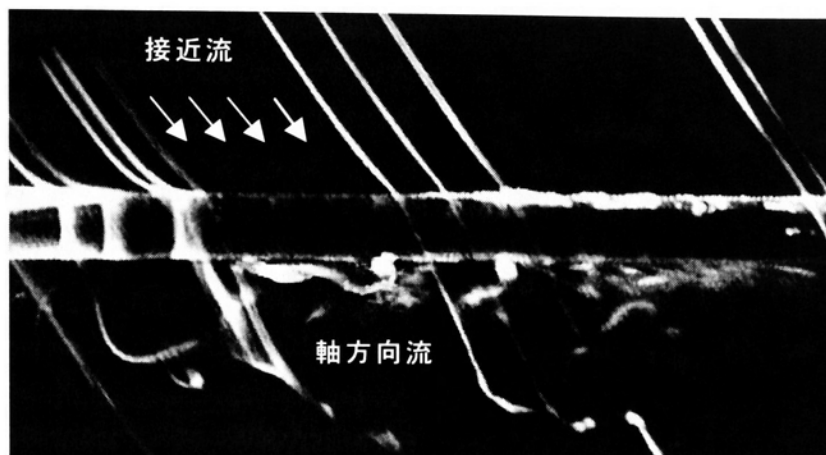


図 5-22 円柱模型の可視化映像 ($\beta = 35^\circ$, $V = 1.0\text{m/s}$)

5.3 まとめ

本章では，ストランド模型に水平偏角を持たせた状態で上下1自由度応答実験を行い，模型に対して斜めに作用する風況下でのストランド模型の応答特性およびヘリカルストランドの有効性について検討した．また，表面圧力測定実験を行い，水平偏角が大きくなった場合の周辺流れ特性について，円柱模型の場合と対比させて検討を行い，ヘリカルストランド設置時の空力安定性のメカニズムについて明らかにした．以下に本研究で得られた主な結果を列挙する．

- ① 水平偏角を与えることによって，ストランド模型は空力的に不安定になり，水平偏角が $\beta = 35^\circ$ と大きくなった場合では，励振力の大きなギャロッピング的な振動が発生する．また，その空力特性は円柱模型よりも不安定である．
- ② 水平偏角が大きくなると，ストローハル成分とは異なる低周波成分の流れが模型スパン方向の上流域で生じるようになる．それとは対照的に，模型スパン方向の下流域では，ストローハル成分の流れは徐々に小さくなっている．特に，ストランド模型では円柱模型に比べ，この傾向が強い．このような模型スパン方向上流域での低周波成分の流れが空力不安定性の1つの原因となっている．こうした特性は模型軸に沿った軸方向流の影響が模型下流域にまでおよんでいるために生じている可能性がある．

- ③ ヘリカルストランドを巻きつけることにより、水平偏角を大きくした際に生じていたギャロッピング的な振動は、完全に抑制されている。また、ヘリカルストランドを巻きつけることによる減衰付加の効果は、円柱模型よりもストランド模型の場合の方が大きい。
- ④ 模型の上下面と模型背面の変動揚力は、水平偏角が大きくなるとともに、大きくなるが、ヘリカルストランドを巻き付けることで、この変動揚力が低減される。また、ヘリカルストランドを巻き付けると、模型変位に対する揚力の位相は遅れる。
- ⑤ 円柱模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合では、変動揚力の低減効果によって励振力が小さくなっている。また、模型スパン方向上流域では、揚力の位相が遅くなっているため、部分的に減衰力も作用しており、空力的に安定化されている。
- ⑥ 円柱模型に対して、ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合では、変動揚力の低減効果は比較的小さく、模型スパン方向上流域ではヘリカルストランド設置後でも大きな変動揚力が作用している。しかし、揚力の位相が遅くなっている範囲が、スパン方向全域にわたっており、模型変位に対して位相が遅れている範囲も大きいため、模型スパン方向の広い範囲で減衰力が作用している。以上のことから、ヘリカルストランドを設置していない状態で作用していた励振力が、ヘリカルストランド設置時にはスパン方向の広い範囲で減衰力として作用しているため、③で述べた大きな減衰効果が得られている。

本研究では、上記のように、水平偏角をつけたマルチストランドケーブルの応答特性を圧力測定などにより、ある程度明らかにすることができた。しかし、圧力低下などの現象が模型スパン方向の上流域において確認されたということが、実際の斜張橋ケーブルにどのように対応するのか、また、そうした現象の原因は何かといったことに対して、実橋のケーブル条件に近い条件での風洞実験や数値流体解析等によって、さらに検討していく必要があると考えられる。

<参考文献>

- 5-1) 土木研究センター：斜張橋ケーブルの耐風性検討報告書，1993.
- 5-2) 松本勝，白石成人，北沢正彦，辻井正人，平井滋登：傾斜円柱の空力振動特性－ケーブル Rain Vibration との関連性－，第 11 回風工学シンポジウム論文集，pp139～144，1988.
- 5-3) Hanson, A. R. : Vortex Shedding from Yawed Cylinders, AIAA J. 4-4
- 5-4) 後藤光理，松本勝，八木知己，對馬大輔：傾斜ケーブルにおける軸方向渦と高風速渦励振に関する基礎的研究，土木学会第 54 回年次学術講演会，pp740～741，1999.
- 5-5) 松本勝，對馬大輔，佐久間智，八木知己，重村好則：斜張橋ケーブルの振動特性並びに高風速渦励振の発生メカニズムに関する研究，第 15 回風工学シンポジウム論文集，pp527～532，1998.
- 5-6) 白樫正高，磯野正博，脇屋正一：傾斜円柱から流出するカルマン渦の構造(後流中の二次流れとの関係)，日本機械学会論文集(B 編)，Vol.52, No.481, pp3152～3158，1986.
- 5-7) 中川憲治，岸田敬三，五十嵐一孝：傾斜円柱の振動と後流特性，大阪大学工学部研究用風洞，No.1～2，1983.～1984.
- 5-8) M. Matsumoto, N. Shiraishi, M. Kitazawa, C. Knisely, H. shirato, Y. Kim, M. Tsujii : Aerodynamic Behavior of Inclined Circular Cylinders-Cable Aerodynamics, International Colloquium on Bluff Body Aerodynamics and its Applications, pp63～72, 1988

第6章

結論

本研究では、斜張橋ケーブルの空力的制振対策としてマルチストランドケーブルを提案し、風によって発生する斜張橋ケーブルの空力弾性振動の抑制、ケーブルの風荷重低減を目的として一連の風洞実験を行い、マルチストランドケーブルの空力特性について検討した。また、さらに空力特性を向上させるために、螺旋状にストランドを巻きつけた状態の空力特性についても検討を加えた。

各章の内容を要約すると以下のようなになる。

第1章は序論であり、本研究の背景と目的を明確にし、マルチストランドケーブルの概要について説明するとともに、本論文の構成について示した。

第2章では、本研究で取り扱うケーブルの風による挙動の特徴について説明し、その対策に関する既往の研究成果について述べた。

第3章では、マルチストランドケーブルのストランド配置を変更した場合の空力特性について検討した。その結果、次のことが確認された。

1. 応答特性

マルチストランドケーブル最外縁のストランド配置を変化させた場合、その動的特性について明らかにするため、上下1自由度応答実験を行った

- (a) マルチストランドケーブルでは円断面ケーブルに比べ、渦励振時の振幅が1割から3割程度抑制される。
- (b) 離点近傍にストランドが1個配置されるようなストランド配置では、ギャロッピング的な発散振動と考えられる発散力の大きい振動が発生する。
- (c) 剥離点近傍にストランドが2個配置されるようなストランド配置では発散型の振動は抑制される。この原因として、2つの剥離点が流れの剥離に対し

て干渉しあい(b)のストランド配置よりも空力特性が安定するためと考えられる。しかし、渦励振および渦励振の発生風速よりも高い風速域での限定型の振動は発生する。

- (d) (b)のストランド配置に比べ、(c)のストランド配置では、渦励振の振幅がさらに2割から3割程度抑制されている。

2. 静的空気力特性および周辺流れ特性

(b)のストランド配置と(c)のストランド配置の中から代表的なストランド配置について静的空気力測定を行い、ストランド配置による風荷重への影響を検討するとともに、揚力係数の変化から応答実験の結果との対応を確認した。また、2つのケースの可視化実験を行って、それぞれの後流の様子について比較した。

- (e) (b)と同様なストランド配置とした場合、剥離流が模型後流域の近傍で剥離流が強く巻き込んでいるため、抗力係数が大きくなる。また、迎角に対する揚力係数の変化が負勾配を示す範囲が広く、(c)のストランド配置に比べギャロッピングに対して不安定である。
- (f) (c)と同様なストランド配置とすることで、平滑な円断面よりも臨界レイノルズ数を低下させる効果がある。また、(b)のストランド配置に比べ、(c)のストランド配置では、剥離流の巻き込みが弱く、模型よりも離れた位置で剥離流が巻き込んでいるため、2割から4割程度の風荷重の低減効果がある。

第4章では、マルチストランドケーブルの耐風性をさらに向上させるため、その周囲にヘリカルストランドを螺旋状に巻きつけ、空力特性について検討した。次に、その効果について確認されたことを示す。

1. 応答特性および圧力特性

上下1自由度応答実験、表面圧力測定を行い、ヘリカルストランドの有無による空力特性について、その巻き角、径、本数を変化させて検討した。

- (g) 渦励振よりも高い風速域での限定型の振動が発生したケースにおいて、ヘリカルストランドがない場合、剥離点近傍で模型変位に対して負圧の位相が進んでいるため、励振力が作用している。しかし、ヘリカルストランドを巻きつけた場合では、ヘリカルストランドの巻きついている位置によって負圧の位相に以下のような変化が生じる。

淀み点から $\theta=30^\circ \sim 120^\circ$ の位置に存在する場合

ヘリカルストランドの設置位置の上流側において、模型変位と負圧の位相差が大きくなり、結果として模型変位に対して負圧の位相が遅れる。このため、ヘリカルストランドが淀み点から $\theta=30^\circ \sim 120^\circ$ の位置に存在する

断面では、模型に作用する励振力が低減される、もしくは減衰力が作用している。

淀み点から $\theta = 150^\circ \sim 180^\circ$ の位置 (模型背面付近) に存在する場合

模型の上下面 ($\theta = 90^\circ$ 付近) での模型変位と負圧の位相差が逆に小さくなる。このため、ヘリカルストランドが模型背面付近に位置する断面では、模型に作用している励振力が大きくなっている。

模型のスパン方向全体では前者の効果が大きいため、ヘリカルストランドを巻きつけることによって模型の振動は抑制されている。

- (h) ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きい場合に、(g) で述べた制振効果がスパン方向の広い範囲で作用するため空力的に安定化し、振動の抑制効果がより高くなる。
- (i) ヘリカルストランドの径 ϕ が大きく、本数が増えた方が (g) で述べた制振効果が大きく、スパン方向で減衰力が作用する箇所が増えるため、空力的な安定性が高い。そのため、ヘリカルストランドの径が $\phi = 0.10D$ の場合では、ヘリカルストランドがない状態で発生していた高い風速域での限定型の振動の発振風速が高くなっているが、振動は完全に抑制されていない。しかし、ヘリカルストランドの径が $\phi \geq 0.15D$ の場合、ヘリカルストランド ($\phi = 0.10D$) が 2 本の場合では、そのような限定型の振動は抑制される。
- (j) 高い換算風速域での限定型の振動の抑制にはヘリカルストランドは有効に作用していたが、渦励振の抑制には顕著な効果はない。しかし、渦励振の空力減衰率は $\delta_a = -0.005$ 程度と非常に小さいため、一般的な構造的制振法の併用により十分に制振可能な範囲である。

2. 静的空気力特性および周辺流れ特性

静的三分力測定を行って、ヘリカルストランドが風荷重に及ぼす影響について検討した。後流の流速測定を行い、ヘリカルストランドが後流の流れ場に及ぼす影響について検討した。

- (k) (g) で述べたようにヘリカルストランドを巻きつけた場合では、スパン方向での剥離流の位相の違いが確認される。このため、ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きくなると、後方の流況が三次元的なものになっており、巻き角が $\psi = 60^\circ$ の場合では規則的な渦列は形成されていない。
- (l) ヘリカルストランドの巻き角 ψ が大きくなると、(k) で述べたように三次元的な流況の変化の程度が大きくなり、模型背面の負圧が小さくなるため、抗力の低減効果が大きくなっている。
- (m) ヘリカルストランドを設置することで、空気力へのレイノルズ数、迎角による影響は低減される。

第5章では、円柱模型を比較対照として、模型に水平偏角をもたせて風洞内に支持し、斜めに作用する風に対するストランド模型の空力特性について検討した。また、斜風に対するヘリカルストランドの有効性についても検討した。次に確認された事柄を示す。

1. 斜めに作用する風に対するマルチストランドケーブルの空力特性

上下1自由度応答実験を行い、ストランド模型と円柱模型の応答量および、減衰性能について検討し、また、表面圧力測定によって、その空力的な不安定要素を明らかにした。

- (n) 水平偏角を与えることによって、ストランド模型は空力的に不安定になり、水平偏角が $\beta=35^\circ$ と大きくなった場合には、励振力の大きなギャロッピング的な振動が発生する。また、その空力特性は円柱模型よりも不安定である。
- (o) 水平偏角が大きくなると、ストローハル成分とは異なる低周波成分の流れが模型スパン方向の上流域で生じるようになる。それとは対照的に、模型スパン方向の下流域では、ストローハル成分の流れは徐々に小さくなっている。特に、ストランド模型では円柱模型に比べ、この傾向が強い。このような模型スパン方向上流域での低周波成分の流れが空力不安定性の1つの原因となっている。こうした特性は模型軸に沿った軸方向流の影響が模型下流域にまでおよんでいるために生じている可能性がある。

2. 斜めに作用する風に対するヘリカルストランドの効果

ヘリカルストランドがない場合に、ギャロッピング的な振動が発生していた偏角 $\beta=35^\circ$ のケースにおける上下1自由度応答実験によって、ヘリカルストランドを巻きつけた場合の減衰付加効果について明らかにした。また、偏角 $\beta=35^\circ$ での表面圧力測定の結果から、ヘリカルストランドが模型周囲の流れ場に与える影響と、減衰付加効果のメカニズムについて明らかにした。

- (p) ヘリカルストランドを巻きつけることにより、水平偏角を大きくした際に生じていたギャロッピング的な振動は、完全に抑制されている。また、ヘリカルストランドを巻きつけることによる減衰付加の効果は、円柱模型よりもストランド模型の場合の方が大きい。
- (q) 模型の上下面と模型背面の変動揚力は、水平偏角が大きくなるとともに、大きくなるが、ヘリカルストランドを巻き付けることで、この変動揚力が低減される。また、ヘリカルストランドを巻き付けると、模型変位に対する揚力の位相は遅れる。
- (r) 円柱模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合には、変動揚力の低減効果により励振力が小さくなっている。また、模型スパン方向上流域では、揚力の位相が遅くなっているため、部分的に減衰力も作用しており、空力的に安

定化されている。

- (s) 円柱模型に対して、ストランド模型にヘリカルストランドを巻きつけた場合では、変動揚力の低減効果は比較的小さく、模型スパン方向上流域ではヘリカルストランド設置後も大きな変動揚力が作用している。しかし、揚力の位相が遅くなっている範囲が、スパン方向全域にわたっており、模型変位に対して位相が遅れている範囲も大きいため、模型スパン方向の広い範囲で減衰力が作用している。以上のことから、ヘリカルストランドを設置していない状態で作用していた励振力が、ヘリカルストランド設置時にはスパン方向の広い範囲で減衰力として作用しているため、(p)で述べた大きな減衰効果が得られている。

第3章～第5章の検討事項より、マルチストランドケーブルの風による動的特性と静的特性は以下のように説明できる。

- ストランドの配置によっては発散型の振動が発生する危険性がある。
- 斜めに作用する風に対しては不安定な応答特性を有している。
- すでに実橋に採用されている斜張橋ケーブルの空力的制振対策と同様に、ストランド配置によっても臨界レイノルズ数を低下させる粗度効果が確認された。
- ヘリカルストランドを巻きつけることによって、マルチストランドケーブルの高風速域での限定型の振動に対しては、かなり大きな制振効果が得られた。しかし、渦励振については完全には制振できていない。
- 斜めに作用する風に対してもヘリカルストランドは有効であり、減衰付加効果が大きいため、振動はほとんど発生しないことが確認された。
- ヘリカルストランドのピッチ間隔を大きくして巻きつけた場合では、さらに風荷重が低減できる。

上記のように、マルチストランドケーブルの応答特性および静的空気力特性について、ある程度明らかにすることができた。しかし、文中でも述べたようにレインバイブレーションに対する制振効果、設計風速域に相当するレイノルズ数域での風荷重の検討、実橋のケーブル条件に近い条件での風洞実験や数値流体解析等の課題も残されている。

謝 辞

本論文を作成する機会を与えてくださった九州工業大学工学部教授 久保喜延先生に対し、心より感謝の意を表します。先生には、お忙しい中、4年間にわたり、本研究において終始変わらぬ熱心な御指導と御鞭撻を賜るとともに、ともすれば悩みがちな筆者に懇切丁寧な御指導を頂きました。その御恩情に対して、ここに今一度深く御礼申し上げます。

九州工業大学工学部助教授 木村吉郎先生には、本研究に取り組むにあたって貴重な御教示、御助言を頂き、本研究を進める上で幾つかの指針を得ることが出来ました。心より感謝を申し上げます。

九州工業大学工学部助教授 山口栄輝先生には、様々な御指導、御指摘を頂くとともに、研究に取り組む際の姿勢について普段から身を持って示して頂きました。厚く感謝の意を表します。

本論文をまとめるにあたり、九州工業大学工学部教授 陣内靖介先生、村上周太先生、渡辺義則先生には、研究者としての観点から有益な御指摘と御助言を頂きました。ここに深く感謝の意を表します。

本研究に関わる風洞実験に際しまして、九州工業大学工学部助手 加藤九州男先生には、多くの御助言と御助力を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。また、数々の実験、解析およびデータ整理を遂行するにあたり、御協力頂きました九州工業大学工学部構造工学研究室の学生諸氏に御礼申し上げます。特に、休日返上で直接実験に協力して頂きました松永徳重氏、岡本有造氏、磯部敏靖氏、貞島健介氏、永島寛之氏、清水徹氏には、心から謝意を表します。

最後に、筆者の長い学生生活を終始一貫して暖かく支援していただいた両親には、感謝に堪えません。心から深く感謝の意を表します。

本研究は、これら多くの方々の御協力があってはじめて成し得たものであることをここに記し、謝辞とさせていただきます。

2001年1月 田中 英之