

UDC 533. 6. 013. 417:
553. 6. 071. 3

航空宇宙技術研究所資料

TECHNICAL MEMORANDUM OF NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

TM-178

大型低速風洞動安定微係数測定装置

広岡貫一・遠藤 浩・岡部祐二郎・戸田亘洋

1970年 5月

航空宇宙技術研究所
NATIONAL AEROSPACE LABORATORY

既 刊 資 料

TM-140	二次元スラットおよびスロッチェッドフラップの実験的研究(II)	1968年7月	犬丸 矩夫, 北村 清美
TM-141	超音速二次元翼列予備実験風洞について	1968年7月	近藤 博, 坂口 一晋 八山 優, 高森 晋
TM-142	二次元スラットおよびスロッチェッドフラップの実験的研究(III)	1968年7月	犬丸 矩夫, 高橋 俣
TM-143	端面一体巻きフィラメント・ワインディング容器の静圧強度および疲れ強度	1968年8月	竹中 幸彦, 朝田 洋雄 野口 義男
TM-144	真ひずみ計の試作	1968年8月	竹中 幸彦, 朝田 洋雄 野口 義男
TM-145	スピンを伴うロケットの運動を計算するプログラム	1968年8月	戸川 隼人, 石黒登美子 山本 浩道
TM-146	双発 STOL 機の飛行試験 —実用運用包囲線および離着陸特性—	1968年8月	幸尾 治朗, 岡 遠一 塚野 雄吉, 鎌田 幸男 小野 孝次
TM-147	浮動振子型加速度計の試作	1968年9月	大月 正男, 鈴木 孝雄 円居 繁治
TM-148	吹出しフラップ翼の高揚力特性	1968年9月	小橋安次郎, 宮沢 政文 西 武徳
TM-149	NAL-16-TR ロケットの研究試作	1968年10月	ロケット性能研究室
TM-150	リフトジェット VTOL機 の着陸における水平方向の減速について	1968年11月	西村 博史
TM-151	フラッタ解析法の再検討 —フラッタ解析法の研究 その1—	1968年12月	市川 輝雄
TM-152	ノズル内の突起物によるロケットエンジンの側分力	1969年1月	檜崎 哲二, 中野 富雄
TM-153	FA-200 ⁷ 改機の風洞試験 (I) プロペラ付き	1969年2月	広末 健一, 坂井 紀穂 高橋 宏, 綿貫 忠晴
TM-154	FA-200 改機の風洞試験 (II) 高揚力装置付き	1969年2月	広末 健一, 木村 友昭 高橋 宏, 綿貫 忠晴
TM-155	極超音速風洞 M7ノズル較正試験	1969年2月	橋本 登, 吉沢 昭 穂積 弘一
TM-156	自動制御系の動特性を計数型電子計算機により模擬するための汎用プログラム	1969年3月	戸川 隼人, 丸山 治雄
TM-157	機上用超小形エンコーダの研究	1969年3月	中 正夫, 山本 芳樹 大石 晃
TM-159	可動アイアンバードによる姿勢制御の実験	1969年5月	西村 博史, 藤枝 郭俊
TM-160	極超音速風洞計測装置について	1969年7月	長洲 秀夫, 吉沢 昭 松崎 貴至
TM-161	燃料蒸発管に関する研究 (II) —加熱蒸発管の燃料未蒸発分捕集—	1969年8月	鈴木 邦男, 田丸 卓 乙幡 安雄
TM-162	境界層内圧力変動および板の振動変位の測定 (I)	1969年9月	藤森 義典, 山崎 浩
TM-163	ある双発プロペラ STOL 機の動安定風洞実験	1969年9月	別府 護郎, 鈴木 友昭
TM-164	ブレードのフラッピング運動をバネで拘束したロータのピッチダンピングについて	1969年10月	別府 護郎, 岡 遠一
TM-165	フェノール系複合材の環境試験結果	1969年11月	古田 敏康, 野口 義男

大型低速風洞動安定微係数測定装置*

広岡 貫一**・遠藤 浩**・岡部 祐二郎***・戸田 巨洋**

Apparatus for Measuring Dynamic Stability Derivatives in NAL 6 m Low-speed Wind-tunnel

By

Kanichi HIROOKA, Hiroshi ENDO, Yujiro OKABE, and Nobuhiro TODA

Abstract

A forced-oscillation apparatus for measuring dynamic stability derivatives has been completed in NAL 6 m low-speed wind-tunnel. This apparatus is capable of forcing a model to perform a single-degree-of-freedom angular oscillation about its pitch, yaw, and roll axes with maximum frequency of 1 Hz and with maximum amplitude of 10°, by means of a 30-PS variable-frequency electric motor and a crank mechanism. The output of the balance inserted in the model, is processed by an analogue readout system utilizing a manually-adjusted null method.

The results of the tests which were carried out to confirm the reliability of this method using a conventional airplane model, revealed that it was satisfactory.

Some of the difficulties affecting the accuracy of the test are discussed.

1. 序 論

動安定微係数は航空機固有の安定性の解析,あるいは制御系の構成のために,欠くことのできない空気力学的パラメータである。これを風洞実験によって測定する方法は種々研究されているが,航空機の模型を気流中で強制加振しながら,これに作用する空気力の変動を測定して解析する方法は,加振の振動数と振幅を広い範囲にわたって制御できること,定常振幅の連続的出力が得られて解析が容易なこと,測定される微係数の種類が多いことなどの利点をもつため,現在では標準的方法として広く採用されている^{1)~8)}。

今般,航空宇宙技術研究所の大型低速風洞において使用するために製作された動安定微係数測定装置も,この強制加振方式を採用しているが,模型の揺動方式やデータ処理法は,風洞の事情に応じて特色を持っている。特に大型風洞では模型の慣性が大きくなるので

加振の振動数を高めることが困難で,動圧も低いため,測定すべき空気力が小さくなるから,測定精度を上げるにはさまざまな困難な問題を解決しなければならなかった。

本報告では,この装置の構造,性能,データ処理法について説明し,また標準的な航空機の模型を用いて測定した実例について,計測上の問題点を論ずる。

この報告中で使用する記号と係数の定義を以下にまとめた。

記号

b 翼幅

c 翼弦長

E_0 天秤,加速度計,減衰器の入力電圧(交流 400Hz)

E_B 天秤,加速度計を含む分路の出力電圧

E_R 減衰器,レゾルバ 2 を含む分路の出力電圧

F 天秤に作用する力の変動成分

$I_X, I_Y, I_Z, I_{XY}, I_{YZ}$

機体軸基準の慣性能率および慣性乗積

K_B 天秤を含む分路の総合利得(図 5-1 参照)

K_R レゾルバ 2 を含む分路の総合利得(減衰率 k_s, k_c)

* 昭和45年3月17日受付

** 空気力学第二部

*** 宇宙研究グループ

を1とした場合)

k_s, k_c レゾルバ2の sin 巻線側と cos 巻線側の減衰器の減衰率

K 無次元振動数, $\frac{\omega c}{2V}$ (縦揺れに対し) または $\frac{\omega b}{2V}$ (横, 偏揺れに対し)

L, M, N 横揺れ, 縦揺れ, および偏揺れモーメント

p, q, r 横揺れ角速度, 縦揺れ角速度および偏揺れ角速度

q_0 一様流動圧

S 主翼面積

t 時間

V 測定部風速

u''', v''', w''' 機体軸系における平均風速の成分

x, y, z 風洞軸系 (図4-1参照)

x''', y''', z''' 機体軸系 (同上)

α 迎角

β 横滑り角

θ, ϕ, ψ 縦揺れ角, 横揺れ角および偏揺れ角

θ_0, ϕ_0, ψ_0 縦揺れ角振幅, 横揺れ角振幅および偏揺れ角振幅

ω 角振動数

係数および微係数

C_l 横揺れモーメント係数 $L/q_0 S b$

C_m 縦揺れモーメント係数 $M/q_0 S c$

C_n 偏揺れモーメント係数 $N/q_0 S b$

$C_{l\beta}$ $\partial C_l / \partial \beta$

C_{lp} $\partial C_l / \partial \frac{pb}{2V}$

C_{lr} $\partial C_l / \partial \frac{rb}{2V}$

$C_{m\alpha}$ $\partial C_m / \partial \alpha$

C_{mq} $\partial C_m / \partial \frac{qc}{2V}$

$C_{m\dot{\alpha}}$ $\partial C_m / \partial \frac{\dot{\alpha}c}{2V}$

$C_{n\beta}$ $\partial C_n / \partial \beta$

C_{np} $\partial C_n / \partial \frac{pb}{2V}$

C_{nr} $\partial C_n / \partial \frac{rb}{2V}$

$C_{n\dot{\beta}}$ $\partial C_n / \partial \frac{\dot{\beta}b}{2V}$

2. 揺動機構

本装置はつぎの性能のものとして計画された

測定可能な微係数 $C_{mq} + C_{m\dot{\alpha}}, C_{lp}, C_{lr}, C_{nr}, C_{np},$

最高試験風速 60 m/s

加振振動数 0.1~1.0 Hz

振幅 0~10°

模型設定迎角 +99°~-45°

模型重量 150 kg 以下

模型慣性能率 I_x 5 kg-ms² 以下

I_y 7 kg-ms² 以下

I_z 10 kg-ms² 以下

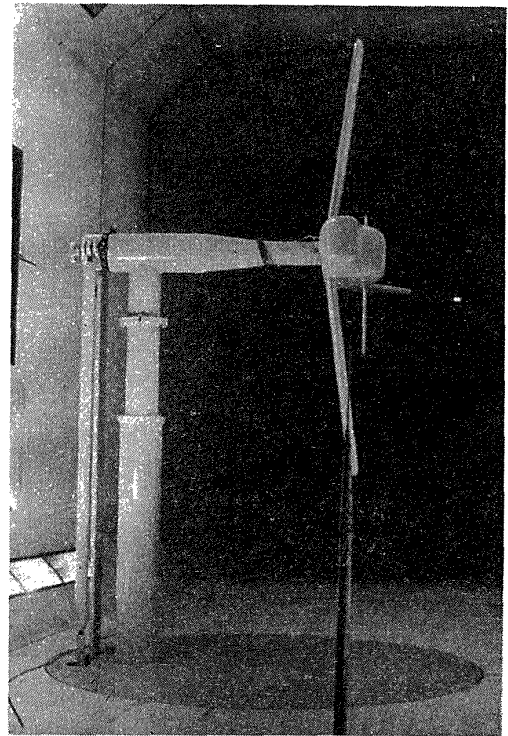


写真 2-1 風洞での試験状態

なお本装置はヒービング, サイドスリッピングの装置を取付けることができるように計画した。

強制加振方式では模型に正確な正弦波状の揺動を与えなければならない, NASA の Langley 研究所^{2)~4)}では特殊なカムを製作して揺動を与えておるが, この方式には精度のよいカムの製作が困難であることと, 模型の振幅を変えるにはその都度カムを交換しなければならない等の欠陥をもっておるので, 本装置には三菱重工業名古屋航空機製作所の低速風洞で使用しているクランク機構⁹⁾による揺動装置を採用した。

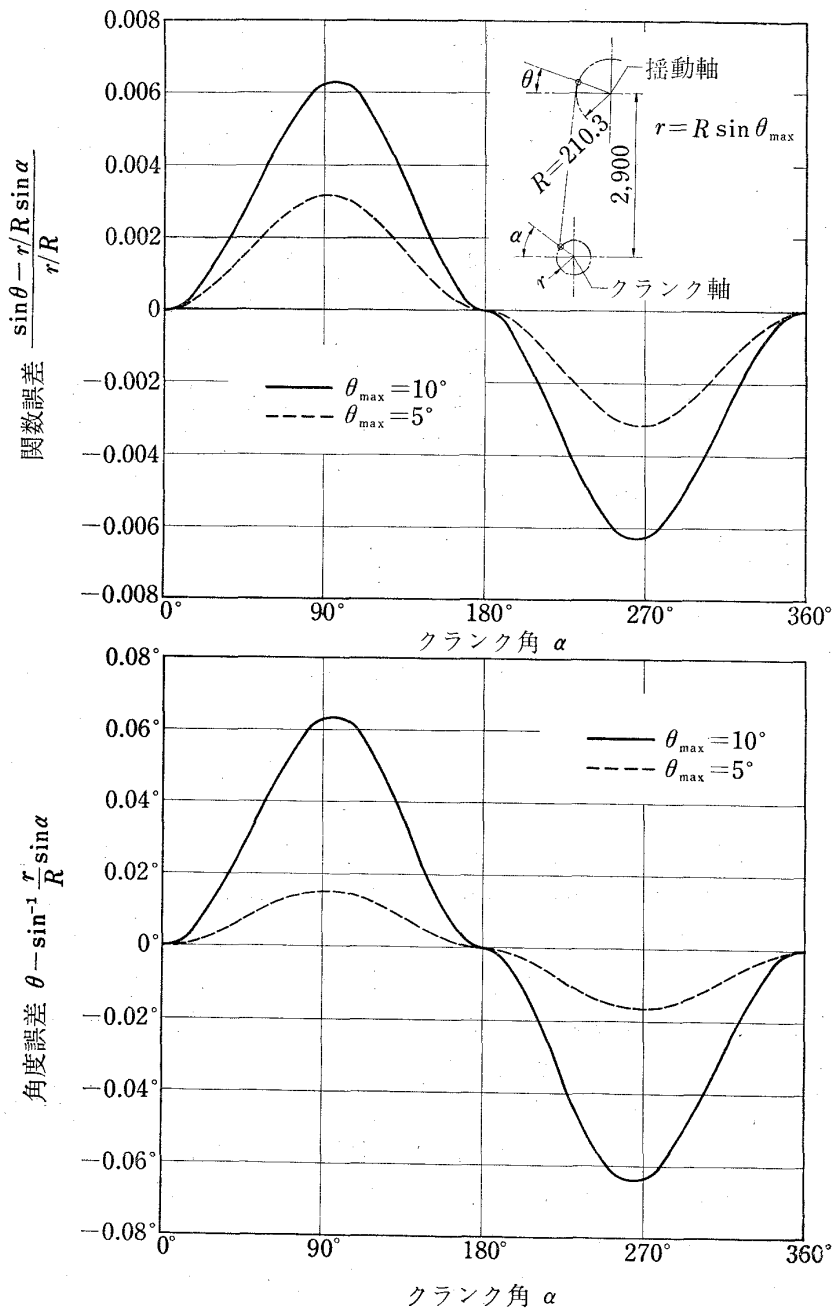


図 2-1 クランク機構による揺動誤差

クランク機構にはクランクを正確に駆動しても模型の揺動には正弦波からの微小なズレを機構的にもつものであるが、これは実用的に許容し得る値であり、構造が簡単であり、振幅の変更が容易に行なわれ、またヒービング、サイドスリッピングにも利用できるのもこの方式に踏み切った。

本装置の場合の揺動誤差の計算値を図 2-1 に示す。

本装置は別途製作したムービングベルト装置架台上に取付け、同架台の移動装置により移送して風洞測定

部に固定し、架台に取付けた円形軌条で旋回して横吊りにした模型に迎角を与えるものである。

構造の概略を示す図 2-2 において(1)は減速機付三相誘導電動機である。この電動機は 200 V 400 Hz において 6,000 rpm 30 PS のもので、これと一体に組み込んだ歯車減速機により出力軸での回転数が 1,500 rpm のものである。電動機の世界制御すなわち模型の振動数制御は、別に設けた 230 KVA. 30~400 Hz の可変周波数電源の周波数を制御することによって行な

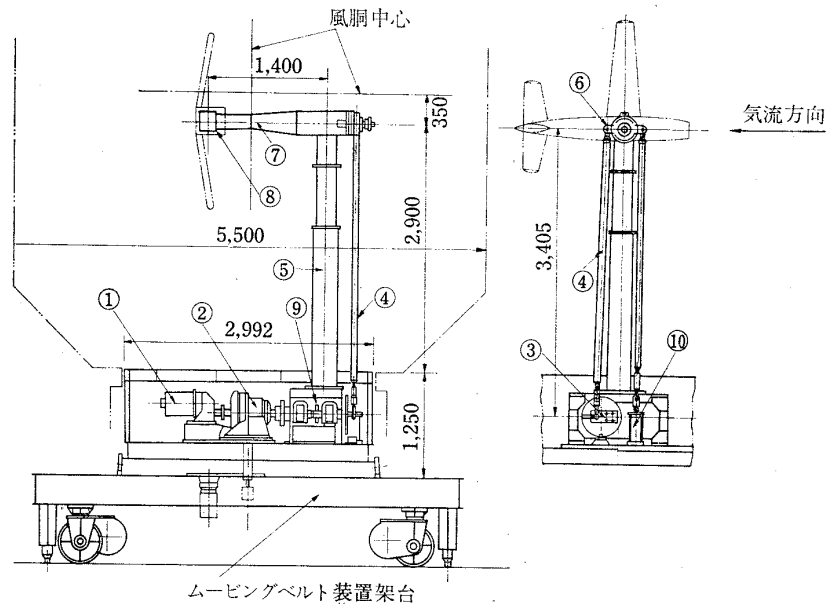


図 2-2 動安定微係数測定装置配置図

う。(2)は減速比 $\frac{1}{17}$ 、同軸型のサイクロ減速機である。(3)のクランク軸は減速機の出力をうけ、後端のクランク円板を保持するもので、2個の大型球面コロ軸受で支持し、その中間にレゾルバ駆動のための歯車を取付けてある。クランク円板にはクランクピン移動金具を取付け、模型振幅を 0° から 10° の範囲に調整することができる。(4)は連結桿、(5)は支柱、(6)は揺動腕である。(7)は揺動軸で(8)の歯車箱を支持し揺動させる外軸と、外軸の内部を貫通して歯車箱内部の傘歯車を揺動させる内軸より成り、(6)の揺動腕の運動を外、内軸を一体に揺動させて模型に偏揺れの揺動をさせる場合と、外軸を固定し内軸にのみ揺動を与え傘歯車によって模型に縦揺れまたは横揺れの揺動を行なわせる場合のために切換装置をもっている。(8)の歯車箱は揺動軸外軸に、軸に垂直の軸を中心に揺動できるように取付けられ、天秤を介して模型を支持し揺動させる部分で、箱の内部に揺動の方向を転換する傘歯車をもっている。転換の詳細についてはあとで説明する。また歯車箱の内部には揺動角度を指示するためのポテンシオメータを取付けた。(9)は計測結果処理のための2組のレゾルバで、クランク軸に取付けた歯車で駆動する。(10)は揺動系のバックラッシュを除去するための内径180 mm/m常用圧力5 kg/cm²の空気筒で約1,200 kgの予荷重を与えることができる。

クランクによる揺動軸の運動は模型の偏揺れの方向

の運動であるから、縦揺れ、横揺れの揺動をさせるためには揺動軸の転換をおこなわなければならない。図2-3(a)は縦揺れの揺動をさせるときのスケルトンで、揺動軸外軸(7)は後端のロック(11)によって支柱に固定され前端のフォークで大傘歯車(14)の軸を垂直に保持する、クランク軸の回転による揺動腕(6)の運動は揺動軸内軸(12)、小傘歯車(13)によって大傘歯車(14)に伝えられる、大傘歯車(14)の軸は歯車箱(8)に強固に取り付けてあるので歯車箱は縦揺れの揺動を行なう。歯車箱の上流側と下流側の側面には天秤の内枠(13)が取付けられ、天秤(16)を介して天秤外枠(17)が取付けてある。模型は前後の天秤外枠に取付けられ歯車箱に従って縦揺れの揺動をおこなう。

図2-3(b)は横揺れ加振時のスケルトンで揺動軸外軸は歯車箱の揺動軸を機体のx軸方向に保持し、揺動腕の運動は傘歯車によって模型を横揺れ振動をさせる。(c)は偏揺れ加振時のスケルトンで揺動軸外軸は揺動腕に固定され、傘歯車は歯車箱と一体となって偏揺れ振動を行なう。

模型迎角の変更はさきに述べた架台の円形軌条により、本装置全体を垂直軸回りに回転させて与え、その設定範囲は $+99^\circ \sim -45^\circ$ である。迎角は変角装置に取付けたエンコーダによって風洞計測室に表示され、また変角操作は同所よりの遠隔操作によって風洞の運転中におこなうことができる。

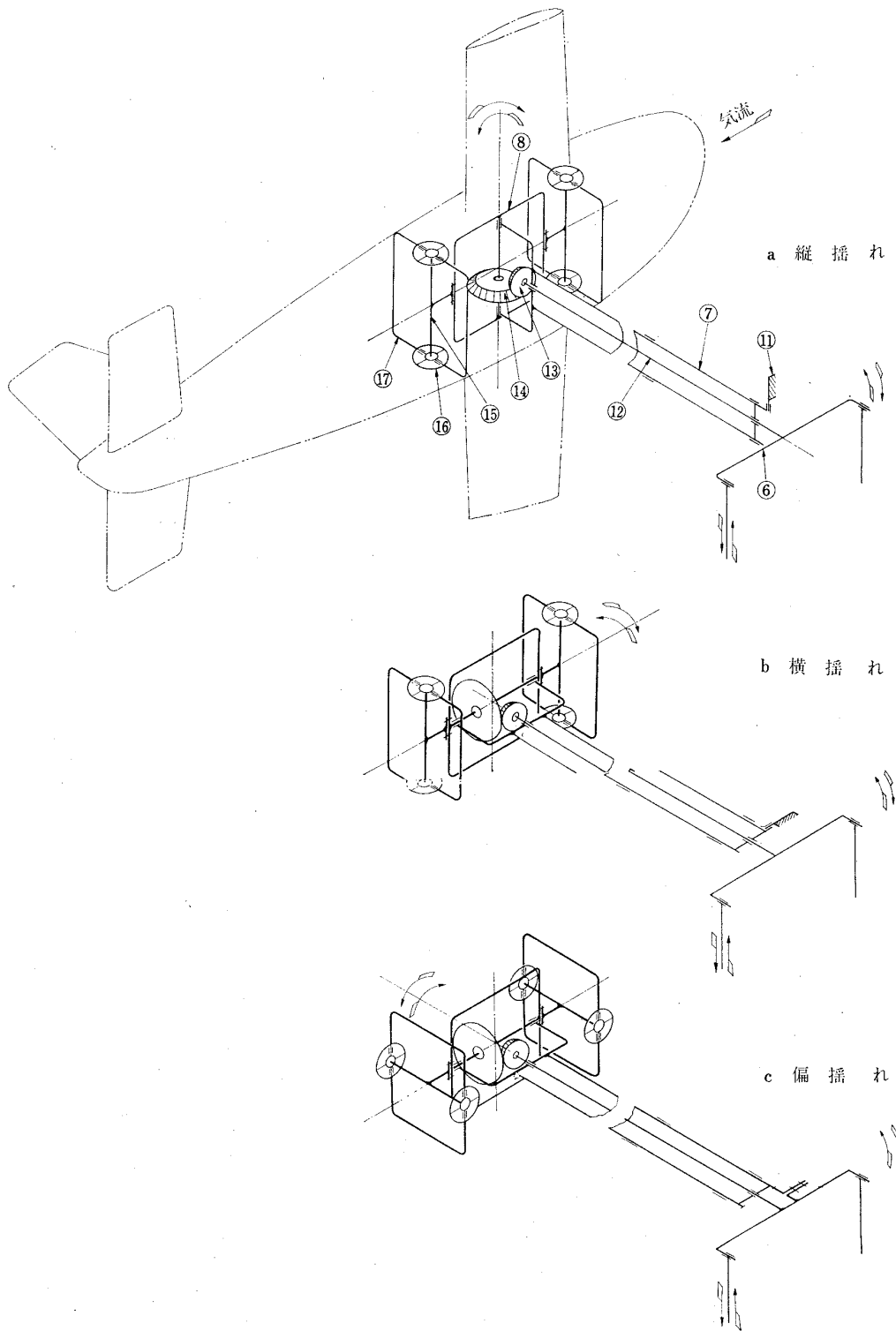


図 2-3 揺動軸の切換え

模型偏揺角の変更は $\pm 5^\circ$ の範囲はクランク機構の連結桿の長さを調節して揺動軸を傾けることにより、 5° を超える偏揺角は揺動腕を止めるキーを打ち換えて変更する。

3. 天 秤

この天秤は揺動装置と模型の間に内挿し、横揺れモーメント、縦揺れモーメントおよび偏揺れモーメント

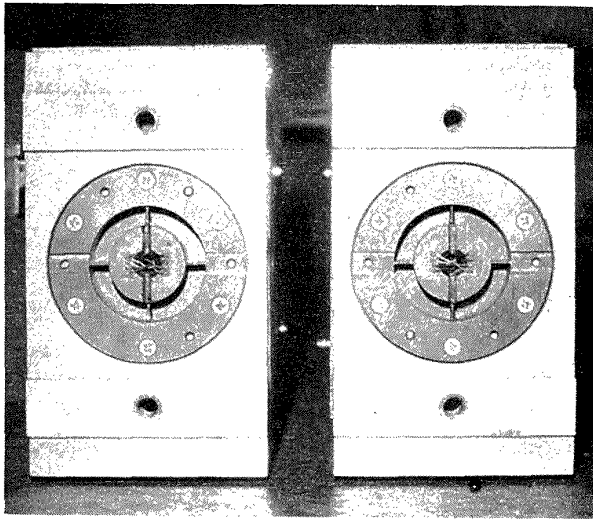


写真 3-1 天秤外形

を測定する目的で製作されたのである。(写真 3-1)

i) 構造 天秤の外観寸法は $202\text{ m/m} \times 202\text{ m/m} \times 110\text{ m/m}$ で、その構造は図 3-1 に示すように、内箱と外箱に別かれており、これを受感素子にて結合させ内箱を揺動装置に、外箱を模型に取り付けて測定する。

天秤は 2 個で一つの機能を発揮するように設計しており、図 3-2 のように No 1. No 2 の天秤に貼られているゲージを組合せて結線された 2 分力天秤で、ゲージは 1 分力につき $120\ \Omega$ ゲージ 8 枚を組合せてある。

このような 2 個一組の天秤を図 3-3 のように揺動装置の歯車箱の両側に取り付けて使用すると、模型の天秤取付部の寸法に製作誤差があると、天秤の受感素子に大きな初期応力が残ってしまう恐れがある。このため天秤としては図 3-1 の y 軸と z 軸回りに自由度を持たせるか、または前後の天秤を結合ブロックにて一体にする必要がある。前者の 2 軸回りに自由度をもたせることは構造が複雑になり、後者は天秤を 90° 回転する場合があるのでスペース的に損である。そこで本天秤では図 3-1 の y 軸回りに自由度をもたせ、歯車箱との間に取付誤差を生じないようにピンで位置決めをする構造となっている。この構造で図 3-3 の (a) (b) の取付けの場合は問題はないが (c) の場合は注意する必要がある。

天秤は試験の前後に検定することが必要なので、天秤単体でも、揺動装置に取付けた場合でも、検定できるような検定装置を用意した。

ii) 性能 天秤は 2 個一組で、横揺れモーメント (L) 縦揺れモーメント (M) 偏揺れモーメント (N) の 3 個のモーメントが測定できるが、 M と N は同じ

受感素子を使用するので同時には測定できない。

おもな性能をつぎに示す。

天秤容量 L (横揺れモーメント)…… 50 kg-m
 $\left\{ \begin{array}{l} M \text{ (縦揺れモーメント)} \dots\dots 100 \text{ kg-m} \\ N \text{ (偏揺れモーメント)} \dots\dots 100 \text{ kg-m} \end{array} \right.$

零点移動 0.5% 以下

温度係数 50°C で 1% 以内

荷重特性 (励起電圧 $GV=5V$ にて)

L ……… 0.1072 mV/kg-m

M ……… 0.0514 mV/kg-m

干渉 $Z \rightarrow \Delta L$ ……… -0.00038 mV/kg

$M \rightarrow \Delta L$ ……… 0.0015 mV/kg-m

$N \rightarrow \Delta L$ ……… 0.0026 mV/kg-m

$L \rightarrow \Delta M$ ……… -0.0028 mV/kg-m

固有振動数 (無負荷時) 35 Hz

たわみ 揺動軸の捻れに比較して非常に小さく問題にならない

なお将来ヒービング、サイドスリッピングに使用する場合には、大きな慣性力に比べてモーメントが小さいので、この天秤の形式では精度が悪くなる。したがって慣性力だけは別に受けモーメント成分だけを検出する形式の天秤の開発が必要になる。

iii) 使用法 天秤には前後位置を表示する、No 1, No 2 の区別のほかに、天秤の向きを表示する、UP, SIDE, の記入があり、これと揺動装置の歯車箱の向きと回転軸の選択 (図 2-3 参照) とを組み合わせ、測定のために適する取り付けを行なう。図 3-3 の a, b, c がおもな取付方法で、() 内記入は主として測定する要素である。

(a) の取付けの場合、測定できるモーメントは M と L で、揺動は図 2-3 の a, 縦揺れと c, 偏揺れが可能である。

(b) の取付けの場合 上記 (a) の場合の歯車箱を 90° だけ y 軸回りに回転させた取付けで、(a) の縦揺れ揺動が横揺れ揺動になり、偏揺れ揺動も可能である。(図 2-3 b, c) 測定可能なモーメントは M と N である。

(c) の取付けの場合 b の場合の歯車箱をそのままとし、天秤を 90° だけ x 軸回りに回転させた取付けで、(b) の場合の M が N となり、したがって N と L が測定される。揺動は横揺れと偏揺れである。(図 2-3 b, c)

以上 a, b, c, に述べたように天秤が 2 分力であるから M と N は同時に測定できない。また揺動装置

は、横揺れと縦揺れの揺動を同じ軸で行なうので、一つの取付状態で両方の揺動をおこなうことはできない。

通常の測定では、微小変動と仮定することが許され、またロータによるジャイロスコピックな効果も無視できるから、縦の自由度と横の自由度の間のカップリングは無視できる。そこで通常の試験では (a) の取付けで、縦揺れ揺動を行なって M を測定し、(c) の取付けで横揺れと偏揺れの揺動を行ない、それぞれ L と

N を同時に測定する。

天秤の配線はプラグにて取り出し、加速度計その他の配線とともに揺動軸および支柱に留めて風洞外に引き出している。

なお特殊な使用法としては No 1, No 2 の天秤のどちらかを 180° だけ x 軸回りに回転させて取り付ければ、(a, b) では揚力が (c) では横力が測定できる。

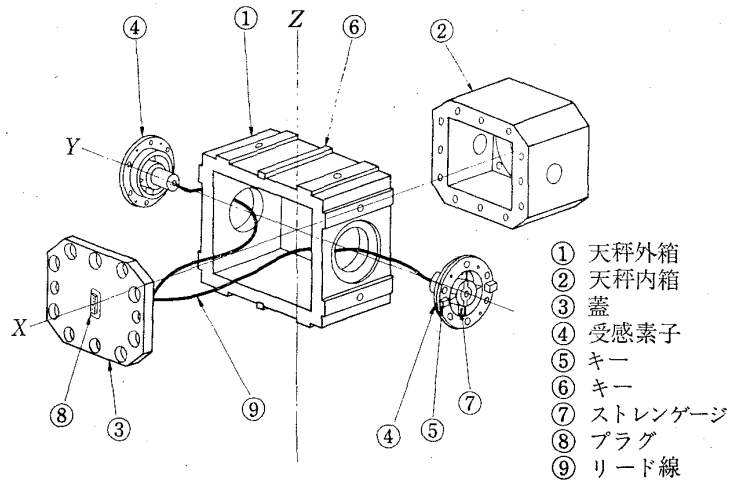


図 3-1 天秤の構造

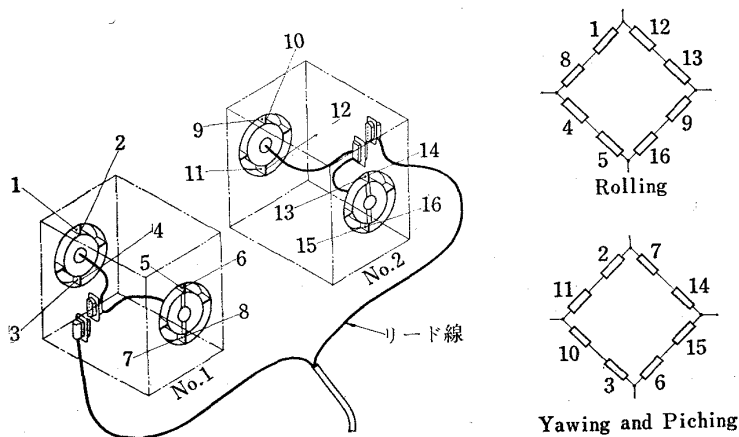


図 3-2 天秤の結線

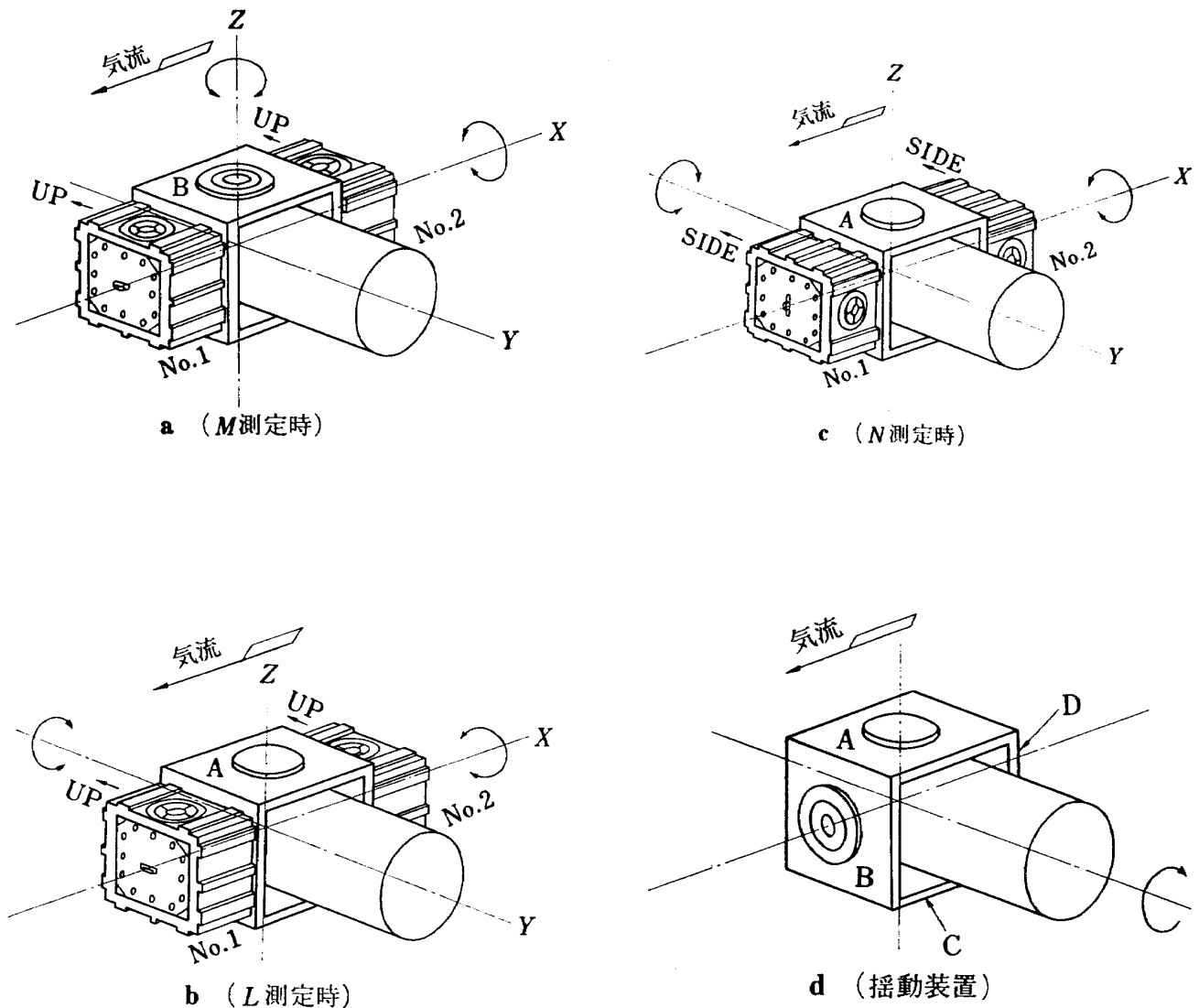


図 3-3 天秤の取付

4. 揺動軸系と動安定微係数

動安定微係数を測定する場合は、できれば単一の自由度だけを励起して、2個以上の微係数が結合するのを避けるのが、解析の便宜上望ましい。しかし、われわれの装置では、天秤は機体軸系でモーメントを検出するよう配置されているため、模型が初期迎角をとると風胴軸と機体軸がずれて、横揺れと同時に横滑りも励起される。そこで、天秤の出力を解析するために、この横滑りの励起と、迎角、横揺れ角および偏揺れ角との関係を求めておく必要がある。

一般に任意の姿勢角は、三段階の回転変位の結果到

達したものである。したがって、風胴軸系における一様風速に対して、回転変換を3度繰返せば、機体軸系における風速が表現できる。

われわれの変角の方式では、まず円形軌条によって装置全体を気流に対して傾けて迎角をとり、次に偏揺れと横揺れの角度変化を行なり、すなわち $\theta \phi \phi$ の順序の角変位で、オイラー角系の $\phi \theta \phi$ の順序とは異なる(図4-1)。回転変換に関しては、順序が違くと最終的な結果が違ってくるので、オイラー角系に対する変換公式は使用できない。それで、われわれの変角方式に対する変換公式を、次に導びく。

測定部一様流風速を V とする。機体軸が風胴軸と

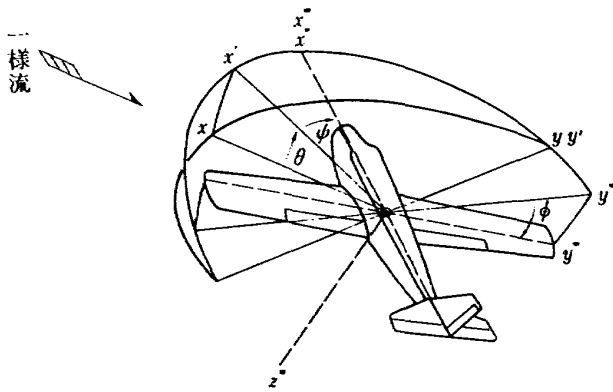


図 4-1 風洞軸系と揺動軸系

一致する状態から出発し、まず縦揺れ角 θ をとれば、新しい座標系では風速成分 u' , v' , w' は、次のようになる。

$$\begin{aligned} u' &= V \cos \theta \\ v' &= 0 \\ w' &= V \sin \theta \end{aligned}$$

さらに偏揺れ角 ϕ をとれば、新しい座標系で

$$\begin{aligned} u'' &= u' \cos \phi + v' \sin \phi = V \cos \theta \cos \phi \\ v'' &= -u' \sin \phi + v' \cos \phi = -V \cos \theta \sin \phi \\ w'' &= w' = V \sin \theta \end{aligned}$$

最後に横揺れ角 ψ を取れば

$$\begin{aligned} u''' &= u'' = V \cos \theta \cos \phi \\ v''' &= v'' \cos \psi + w'' \sin \psi = -V \cos \theta \sin \phi \cos \psi + V \sin \theta \sin \psi \\ w''' &= w'' \cos \psi - v'' \sin \psi = V \sin \theta \cos \phi \cos \psi + V \cos \theta \sin \phi \sin \psi \end{aligned}$$

よって最終姿勢における迎角 α と横滑り角 β は

$$\tan \alpha = \frac{w'''}{u'''} = \tan \theta \frac{\cos \phi}{\cos \psi} + \tan \psi \sin \phi \quad (4-1)$$

$$\sin \beta = \frac{v'''}{V} = \sin \theta \sin \phi \cos \psi - \cos \theta \sin \phi \sin \psi \quad (4-2)$$

ここで θ , ϕ , ψ がともに微小である場合は

$$\alpha \simeq \theta, \quad \beta \simeq \phi \sin \theta - \psi \cos \theta \quad (4-3)$$

したがって、純粋な横揺れの場合に励起される横滑り運動は

$$\beta = \phi \sin \theta \quad (4-4)$$

偏揺れのみの場合は

$$\beta = -\psi \cos \theta \quad (4-5)$$

となる。以下の解析では、この近似的関係が用いられる。

前項で得られた結果から、われわれの揺動機構では横揺れと偏揺れの揺動の際、横滑りも同時に励起されることがわかった。そこで、このような複数の自由度

が励起される場合の天秤出力の調和成分は、回復モーメントとダンピングモーメントそのものを表わさない。以下では、その数式表現を求める。

i) 縦揺れ振動の場合、模型は空気力のモーメント M_a と天秤からの強制力 M によって運動する。よってその運動方程式は

$$I_Y \ddot{\theta} = M_a - M \quad (4-6)$$

ここで M は、便宜上、模型が天秤に及ぼすモーメントと定義する。空気力のモーメント M_a は、線形近似の範囲内で

$$M_a = M_q \dot{\theta} + M_i \ddot{\theta} + M_a^* \alpha + M_a \alpha$$

と展開し、(4-3) を用いて α を消去し

$$M_a = M_q \dot{\theta} + (M_q + M_a^*) \dot{\theta} + M_a \theta$$

これを (4-6) に入れて、 M について解けば

$$M = (M_q - I_Y) \ddot{\theta} + (M_q + M_a^*) \dot{\theta} + M_a \theta \quad (4-7)$$

揺動を $\theta = \theta_0 \sin \omega t$ と書けば

$$M = \theta_0 [(M_a - \omega^2 M_q + \omega^2 I_Y) \sin \omega t + \omega (M_q + M_a^*) \cos \omega t] \quad (4-8)$$

ii) 偏揺れ 振動の場合

運動方程式は

$$\left. \begin{aligned} I_Z \ddot{\psi} &= N_a - N \\ I_{XZ} \ddot{\psi} &= L_a - L \end{aligned} \right\} \quad (4-9)$$

空気力のモーメントの線形展開は

$$\left. \begin{aligned} N_a &= N_{\dot{\psi}} \dot{\psi} + N_{\psi} \psi + N_{\dot{\beta}} \dot{\beta} + N_{\beta} \beta \\ L_a &= L_{\dot{\psi}} \dot{\psi} + L_{\psi} \psi + L_{\dot{\beta}} \dot{\beta} + L_{\beta} \beta \end{aligned} \right\} \quad (4-10)$$

(4-10) を (4-9) に代入して N , L について解けば

$$\left. \begin{aligned} N &= (N_r - I_Z) \ddot{\psi} + (N_r - N_{\dot{\beta}} \cos \theta) \dot{\psi} - N_{\beta} \psi \cos \theta \\ L &= (L_r - I_{XZ}) \ddot{\psi} + (L_r - L_{\dot{\beta}} \cos \theta) \dot{\psi} - L_{\beta} \psi \cos \theta \end{aligned} \right\} \quad (4-11)$$

揺動を $\psi = \psi_0 \sin \omega t$ とすれば

$$\left. \begin{aligned} N &= \psi_0 [(-N_{\beta} \cos \theta - \omega^2 N_r + \omega^2 I_Z) \sin \omega t \\ &\quad + \omega (N_r - N_{\dot{\beta}} \cos \theta) \cos \omega t] \\ L &= \psi_0 [(-L_{\beta} \cos \theta - \omega^2 L_r + \omega^2 I_{XZ}) \sin \omega t \\ &\quad + \omega (L_r - L_{\dot{\beta}} \cos \theta) \cos \omega t] \end{aligned} \right\} \quad (4-12)$$

iii) 横揺れ 振動の場合

全く同様にして

$$\left. \begin{aligned} L &= \psi_0 [(L_{\beta} \sin \theta - \omega^2 L_p + \omega^2 I_X) \sin \omega t \\ &\quad + \omega (L_p + L_{\dot{\beta}} \sin \theta) \cos \omega t] \\ N &= \psi_0 [(N_{\beta} \sin \theta - \omega^2 N_p + \omega^2 I_{YZ}) \sin \omega t \\ &\quad + \omega (N_p + N_{\dot{\beta}} \sin \theta) \cos \omega t] \end{aligned} \right\} \quad (4-13)$$

上の関係は、それぞれの揺動を行なったとき、天秤が検出する力を、揺動と同位相で変化する成分と、それから $\pi/2$ 進んだ成分に分解したもので、その各項は次節で述べるアナログ処理装置で計測される2つの量 F_s と F_c に対応する。ただし、 F_s と F_c は模型の慣性から来る項 $\theta_0 \omega^2 I_y$, $\phi_0 \omega^2 I_z$ などは除去してある。したがって直接測定される量は次のようになる。

縦揺れでは

$$\begin{aligned} \text{sin成分から} \quad M_s &= \theta_0 (M_a - \omega^2 M_q) \\ \text{cos成分から} \quad M_c &= \omega \theta_0 (\dot{M}_q + \dot{M}_a) \end{aligned}$$

偏揺れでは

$$\begin{aligned} \text{sin成分から} \quad & \begin{cases} N_s = -\phi_0 (N_\beta \cos \theta + \omega^2 N_r) \\ L_s = -\phi_0 (L_\beta \cos \theta + \omega^2 L_r) \end{cases} \\ \text{cos成分から} \quad & \begin{cases} N_c = \omega \phi_0 (N_r - N_\beta \dot{\cos} \theta) \\ L_c = \omega \phi_0 (L_r - L_\beta \dot{\cos} \theta) \end{cases} \end{aligned}$$

横揺れでは

$$\begin{aligned} \text{sin成分から} \quad & \begin{cases} L_s = \phi_0 (L_\beta \sin \theta - \omega^2 L_p) \\ N_s = \phi_0 (N_\beta \sin \theta - \omega^2 L_p) \end{cases} \\ \text{cos成分から} \quad & \begin{cases} L_c = \omega \phi_0 (L_p + L_\beta \dot{\sin} \theta) \\ N_c = \omega \phi_0 (N_p + N_\beta \dot{\sin} \theta) \end{cases} \end{aligned}$$

これらのモーメントを無次元化すれば、動安定微係数で表現できる。それは、表1のようにまとめられる。

われわれの実験範囲では、無次元振動数 k はただか 0.3 であるから、sin 成分中の k^2 を含む項は小さい。したがってこの測定値は、静安定微係数 C_{ma} , $C_{n\beta}$, $C_{l\beta}$ を与えると考えてさしつかえない。これに反し、cos 成分は C_{mq} , C_{nr} , C_{lp} のような回転運動におけるダンピング微係数、あるいはクロスカップリング微係数 C_{lr} , C_{np} と、並進運動に関連した微係数 C_{ma} , $C_{l\beta}$, $C_{n\beta}$ との結合になっている。したがって、並進運動の付加項が小さい場合のみ、測定値はダンピング、あるいはクロスカップリング微係数を与えるとみることができるのであって、これらの付加項が無視できない大きさをもつときは、別に並進揺動装置を用いてこれを測定し、分離しなければならない。しかし、通常の機体については、ダンピングに関する限り、この付加項は無視してよく、したがって、測定値はダンピング微係数そのものを与えると考えてよい。

5. アナログ処理装置

動安定微係数を求めるためには、天秤の出力から横型の慣性による反作用による成分を除き、空気力のみによる部分を取り出し、この変動量を揺動と同位相の成分と 90° ずれた位相をもつ成分とに分離すればよい。天秤の出力中には気流の乱れ、翼面上のはく離、揺動

表1 測定される安定微係数

	SIN COMP.	COS COMP.
PITCH	$\frac{M_s}{\theta_0 q_0 c S} = C_{ma} - k^2 C_{mq}$	$\frac{M_c}{k \theta_0 q_0 c S} = C_{mq} + C_{ma}$
YAW	$-\frac{N_s}{\phi_0 q_0 b S} = C_{n\beta} \cos \theta + k^2 C_{nr}$	$\frac{N_c}{k \phi_0 q_0 b S} = C_{nr} - C_{n\beta} \dot{\cos} \theta$
	$-\frac{L_s}{\phi_0 q_0 b S} = C_{l\beta} \cos \theta + k^2 C_{lr}$	$\frac{L_c}{k \phi_0 q_0 b S} = C_{lr} - C_{l\beta} \dot{\cos} \theta$
ROLL	$\frac{L_s}{\phi_0 q_0 b S} = C_{l\beta} \sin \theta - k^2 C_{lp}$	$\frac{L_c}{k \phi_0 q_0 b S} = C_{lp} + C_{l\beta} \dot{\sin} \theta$
	$\frac{N_s}{\phi_0 q_0 b S} = C_{n\beta} \sin \theta - k^2 C_{np}$	$\frac{N_c}{k \phi_0 q_0 b S} = C_{np} + C_{n\beta} \dot{\sin} \theta$

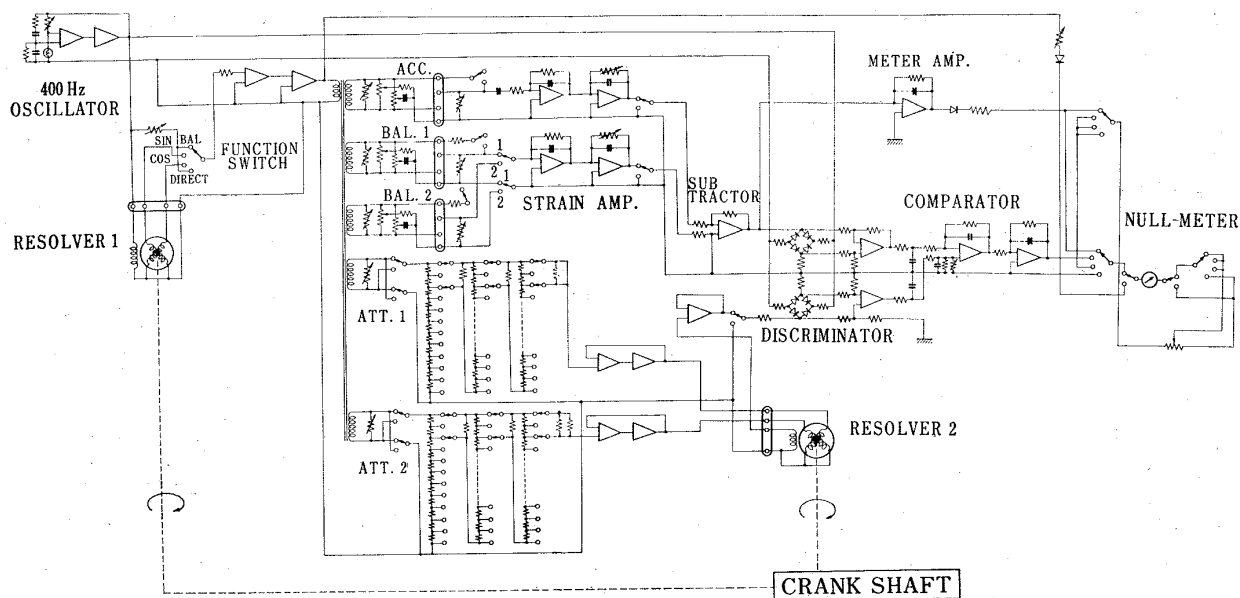


図 5-1 アナログ処理装置

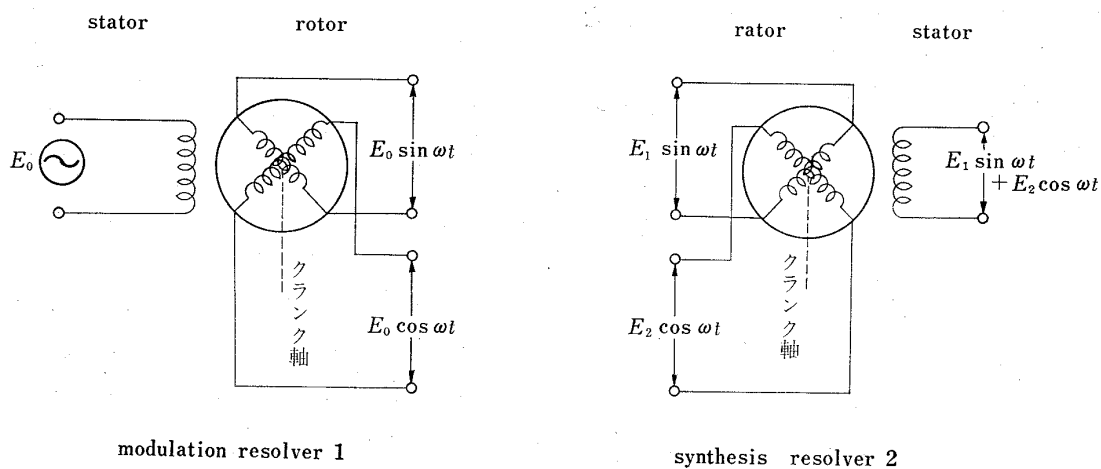


図 5-2 レゾルバの動作

機構や天秤の弾性振動による高い振動数成分や、不規則成分を含むので、これを除去する必要がある。われわれの装置では、このような調和解析と、余分の変動成分の除去を、特殊なアナログ回路によって行なう。図 5-1 にその構成を示した。この回路は振幅、位相が既知の波と天秤出力とを比較することによって、天秤出力の振幅、位相を知る、いわゆる帰零法によっている。まず、天秤ブリッジの前の FUNCTION SWITCH が DIRECT の状態にあるときの動作について説明すると、400 Hz の交流励起電圧は直接、天秤と

加速度計およびひと組の減衰器に加えられる。天秤の出力は空気力のモーメントと模型の慣性による反力からなるが、慣性力は加速度に比例するから、加速度計の出力を適当に増幅して天秤の出力から差引けば、空気力のモーメントによる部分だけが残る。この引き算は搬送周波数のまま比較器 (SUBTRACTOR) によって行なわれる。他方、この天秤の出力と比較される既知の正弦波はレゾルバ (図 5-1 の RESOLVER 2) により合成される。このレゾルバのロータは歯車装置によってクランク軸と連結されており、クランク軸と

同一速度で回転する。それで、天秤を励起したのと同じの 400 Hz 交流電圧がレゾルバのロータ側の sin 巻線と cos 巻線に加えられ、ステータ側からは、 $k_s \sin \omega t + k_c \cos \omega t$ の振幅をもつ合成波を取り出すことができる。(図 5-2 参照) ここで、 k_s と k_c はそれぞれ sin 巻線側と cos 巻線側に入っている減衰器の減衰率で、 ωt はクランク軸の回転角であると同時に、ロータの回転角でもある。したがって 2 つの減衰器の抵抗をいろいろに変えてやり、必要ならば各減衰器に加えられる入力極性を変えてやれば、レゾルバから任意の振幅と位相をもつ正弦波を取り出すことができる。

天秤を含む分路とレゾルバを含む分路の出力は、それぞれ復調されて比較される。両者はいずれも低い周波数 (1 Hz 以下) の交流であるから、相殺状態の検出は可動鉄片型直流電流計で十分である。しかし、純粹の交流同志を比較するのは実際上困難なので、文献 4) にならって、これを直流電圧の比較に変えることによって測定を容易にした。そのため、図 5-1 の FUNCTION SW を sin または cos の位置において励起電圧をレゾルバ (図 5-1 の RESOLVER 1) を通じて $\sin \omega t$ または $\cos \omega t$ で振幅変調したのち、天秤と加速度計および一対の減衰器に加えてやる。天秤に加わる空気力のモーメントの変動が $F = F_s \sin \omega t + F_c \cos \omega t$ であるとし、ブリッジの励起電圧が、レゾルバの sin 巻線から取られ、したがって、変調が $E_0 \sin \omega t$ であるとするれば、復調後の出力は

$$\begin{aligned} E_B &= k_B E_0 \sin \omega t (F_s \sin \omega t + F_c \cos \omega t) \\ &= \frac{1}{2} k_B E_0 F_s + \frac{1}{2} k_B E_0 (F_s \cos 2\omega t + F_c \sin 2\omega t) \end{aligned} \quad (5-1)$$

となる。同じく、レゾルバ II で合成された出力は

$$E_R = \frac{1}{2} k_R E_0 k_s + \frac{1}{2} k_R E_0 (k_s \cos 2\omega t + k_c \sin 2\omega t) \quad (5-2)$$

である。このように、両分路の出力は直流分を含むようになる。この両出力を COMPARATOR で比較する場合、直流分の相殺条件は

$$k_s = \frac{k_B}{k_R} F_s \quad (5-3)$$

である。励起電圧が変調レゾルバの cos 側から取られるならば、全く同様にして、各分路の出力は

$$E_B = \frac{1}{2} k_B E_0 F_c + \frac{1}{2} k_B E_0 (F_s \sin 2\omega t + F_c \cos 2\omega t) \quad (5-4)$$

$$E_R = \frac{1}{2} k_R E_0 k_c + \frac{1}{2} k_R E_0 (k_s \sin 2\omega t + k_c \cos 2\omega t) \quad (5-5)$$

となり、相殺条件は

$$k_c = \frac{k_B}{k_R} F_c \quad (5-6)$$

となる。2 つの条件 (5-3, 5-6) から、空気力の調和成分の振幅 F_s と F_c は、減衰器の減衰率 k_s と k_c にそれぞれ比例することがわかる。比例常数 k_B/k_R は事前の較正からきまる実験常数であるから、 F_s と F_c は減衰器のダイヤルの読みからただちに求められる。さらに、相殺条件 (5-3) と (5-6) が成立すれば (5-1) と (5-2), および (5-4) と (5-5) の交流分も一致することが容易にわかる。したがって、零検出計の直流的フレをなくすよう減衰器を加減すれば、交流的フレの振幅もゼロとなり、検流計の針はゼロ位置で静止する。しかし、現実には高調波成分や雑音があるから、針はゼロのまわりで振動するが、その振幅は小さくて、測定上問題はない。

減衰器は 3 ダイヤル精密抵抗器であるから、両分路の利得の比 k_B/k_R を適当に調整すれば、天秤出力を 10^{-3} の精度で読み取ることができる。実際には利得を適当に調節して、ダイヤルの最小桁が約 0.02 kg・m のモーメント (あるいは 1μ ひずみ) に対応するようにしてある。

上述のように、この装置は二つのレゾルバを使用して波形解析をアナログ的に行なうのが特徴である。この場合レゾルバ 2 のロータとステータの角度関係を利用してベクトル合成を行なっているから、一次側と二次側の巻線のなす角度は正確に模型揺動の位相角 ωt に一致していなければ、空気力の調和成分 F_s と F_c の間で干渉が起こる。一般に F_s は F_c より一桁以上大きいから、この干渉はダンピングに関係する F_c の測定値の精度を著しく害する。それでこの位相関係を確認するためレゾルバを一定電圧で励起し、一種の角度検出器として働かせる。このとき理想的には、レゾルバは $\sin \omega t$ あるいは $\cos \omega t$ に比例する電圧を発信すべきである。一方、揺動軸に取付けられたポテンシオメータの出力は、 $\sin \omega t$ に比例するから、レゾルバ出力との間でリサージュ図形を描かせれば、直線あるいは円になる。図 5-3 はレゾルバの sin 巻線出力とポテンシオメータ出力を XY レコーダに入れて、揺動の 1 サイクルについて記録した結果である。これを見るとリサージュ図形は局所的には直線からずれているが、全体的なずれはほとんどない。したがってレゾルバは正確に $\sin \omega t$ の出力を与えているといえる。

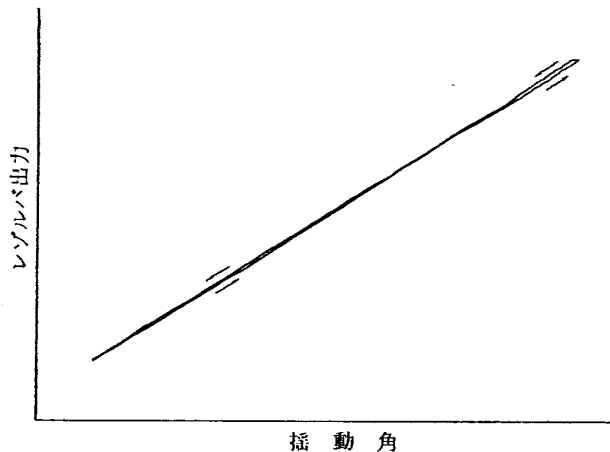


図 5-3 揺動角とレゾルバ出力のリサージュ図形

6. 性能試験

本装置の特色は、揺動時の天秤の出力をアナログ的に調和成分に分解し、帰零法でこれを直読する点にある。その際、途中の段階で出力をモニタすることができず、最終的に処理された結果だけが表示される。したがって、その信頼性を確認するには、他の信頼できる方法で得られた結果と比較する以外にない。それで、本装置の完成後行なわれた FA-200 改機の動安定微係数測定試験に先立ち、同じ模型を用いて、上述の観点からの確認試験と、本装置使用上の問題点を究明するための種々の実験を行なった。FA-200 改機の動安定

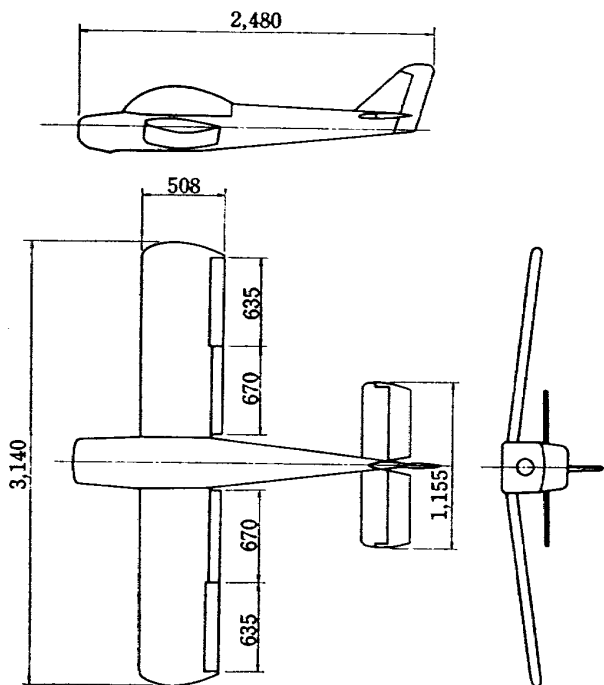


図 6-1 模型の3面図

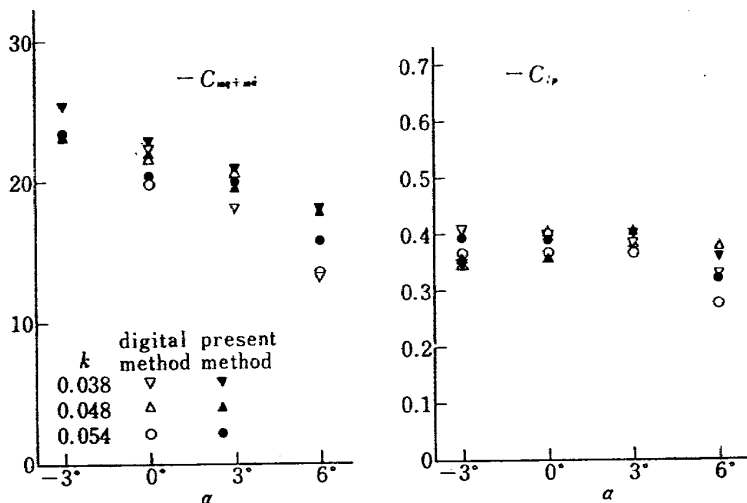


図 6-2 異なる解析法による結果の比較 (風速 30 m/s, 振幅 5°)

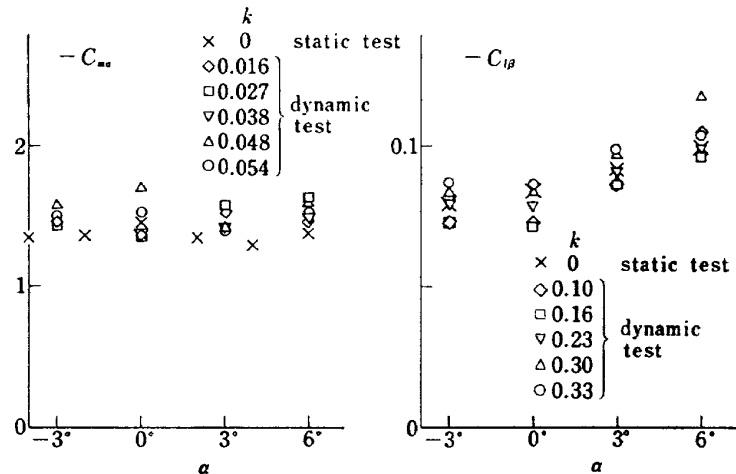


図 6-3 静的試験との比較 (風速 30 m/s, 振幅 5°)

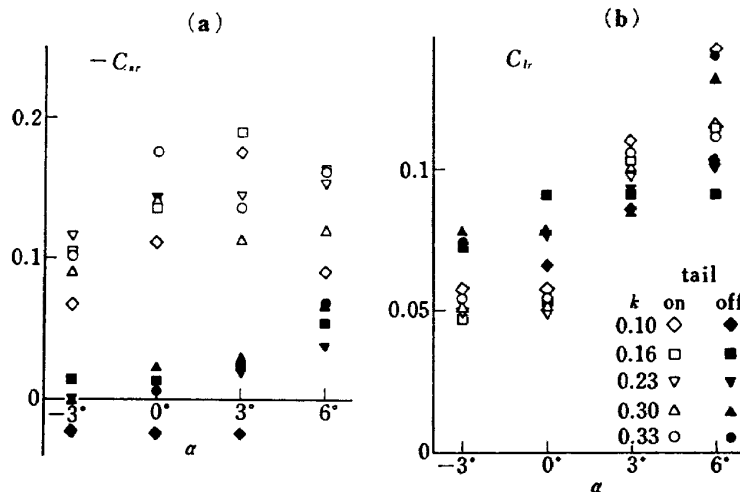


図 6-4 尾翼の寄与の分離 (風速 30 m/s, 振幅 5°)

微係数そのものの議論は、他の論文¹⁰⁾で行なわれるので、ここでは装置の性能に関係する部分についてのみ議論する。図 6-1 に模型の 3 面図を示した。比較のために行なった他の測定法は、天秤、加速度計、および揺動角度計の出力をペンオシログラフに同時記録し、これを読み取って数値的にフーリエ解析するという最も原理的なもので、疑問の余地のない方法と思われる。フーリエ解析は、一周期に 12 点の読み取りを行なったが、記録が正弦曲線に近いことから、精度は十分と思われた。加速度計の記録は解析には用いられず、慣性力の消去は、無風時の天秤出力を通風時の値から差し引くことによつて行なった。

図 6-2 には、縦揺れと横揺れのダンピング微係数を、2 つの方法で測定した結果が比較されている。測

定は迎角と振動数を変えて行なった。無次元振動数 k によって点のバラツキがあるが、これは k が小さいと、天秤の出力が小さくなって、測定精度が悪くなることから生ずるバラツキで、非正常性の効果だけではないと考えられる。2 つの方法による結果は、測定精度の範囲内よく一致していることから、われわれのアナログ処理法は、十分信頼できると考えられる。

前節で述べたように、動安定微係数とともに、静安定微係数 $C_{m\alpha}$ 、 $C_{i\beta}$ などが測定できる。これを静的試験から求められた結果と比較するのも、測定精度を確かめるのに有力な方法である。静的試験は、動的試験と同じ装置で迎角と偏揺角を段階的に変え、同じ天秤で、ただし別個の歪計で測定した。この結果を図 6-3 に示す。この図からわかるように動的試験から得られた

結果は、静安定試験から得られた値とよく一致する。

次に、動安定微係数に対する、尾翼と主翼の寄与を分離する目的で行なった測定について述べる。尾翼の寄与は、全機の微係数と尾翼なしの微係数の差として求められるが、各測定がかなりの誤差を含むから、差をとると誤差がますます誇張される。したがってその差が微少な場合にはその有意性が、失なわれることも予想される。図6-4 aは偏揺れのダンピング C_{nr} に対する測定結果で、ダンピングはほとんど大部分が尾翼からきているが、迎角が大きいと主翼の効果もかなりの部分を占めるようになることがわかる。このように、尾翼の寄与が大きいと、その分離は比較的容易であるが、小さいと判断がむずかしくなる。図6-4 bは代表的な横のクロス微係数 C_{lr} を示したものである。尾翼の有無による測定値の差が小さいことは、尾翼の寄与が小さいことを示している。迎角が大きくなると、尾翼の寄与の符号が逆転しているように見えるが、測定値のバラツキのため、確かなことはいえない。このような微量の分離には、各測定の精度を一段と向上することが必要である。

7. 二、三の問題点

模型を強制的に揺動しながら、それに作用する力を計測する場合には、静的試験にはない特別な困難が起る。ここでは、模型の慣性と天秤の機械的振動が測定の精度に与える影響について述べる。

強制加振法では、模型を加振する力は、天秤の受感素子を通して、模型に伝達されるから、素子は揺動に伴う反作用を受ける。模型の慣性が大きく、揺動振動数が大きくなると、この慣性反力は大きなものになるから、エレメントの剛性を大きくしないと耐えられ

ない。表2は代表的な測定例について、空力的な回復モーメント、ダンピングモーメント、および慣性によるモーメントの大きさを示したものである。慣性能率が特に大きい偏揺軸まわりのモーメントでは、振動数が1 Hz のとき、測定しようとするダンピングモーメントに比べて慣性力のモーメントが一桁も大きい。低い振動数では、この比は改善されるが絶対値が小さくなって、測定精度はやはり落ちる。つまり、われわれの測定は大きな全体から、ごく微少な部分を分離しなければならないという困難な問題を抱えている。したがって、精度の向上には、模型を軽くして慣性力を小さくし、これに応じて天秤容量を減らす以外に方法はない。参考のために述べると、われわれの使用した模型は、軽量化を目的としてグラスファイバーで外形を整え、内部は中空で、必要部分を木材と発泡樹脂で補強したもので、翼、胴を含めて40 kg 以下の軽量である。¹⁰⁾ 天秤との結合部に22 kg の鉄骨枠組を用いているが、これは中心に位置しているため、慣性能率にはほとんど寄与していない。横揺れ軸、縦揺れ軸、偏揺れ軸のまわりの慣性能率は、それぞれ1.4, 2.7, 4.2 kg, m, s² であって、これを従来の木製模型に比べると、約1/3以下に小さくなっている。このような模型を使用してさえ、上述のごとき困難が起るのであるから、普通の木製模型を用いて測定を行なった場合に、よい結果を期待するのは無理であろう。

次に、模型の慣性と天秤の受感素子の弾性で構成する機械系の固有振動の問題に触れなければならない。この固有振動は、今回の模型では9~10 Hz であった、この固有振動は、振動数が低いと減衰が弱く、全振動数範囲で励起されて、天秤出力中に現われた。これは揺動振動数がある特定の値のとき、共鳴的に激しく

表2 天秤出力中の各種成分の配分 (単位: μ ストレン)

振動数 Hz	YAWING MOMENT			PITCHING MOMENT		
	復元力	ダンピング	慣性力	復元力	ダンピング	慣性力
0.3	58	10	26	103	33	9
0.5	59	17	74	106	45	41
0.7	59	25	147	103	60	83
0.9	68	36	257	127	78	158
1.0	72	38	318	114	82	190

風速 30m/s, $\alpha=0^\circ$, $\delta_F=0^\circ$

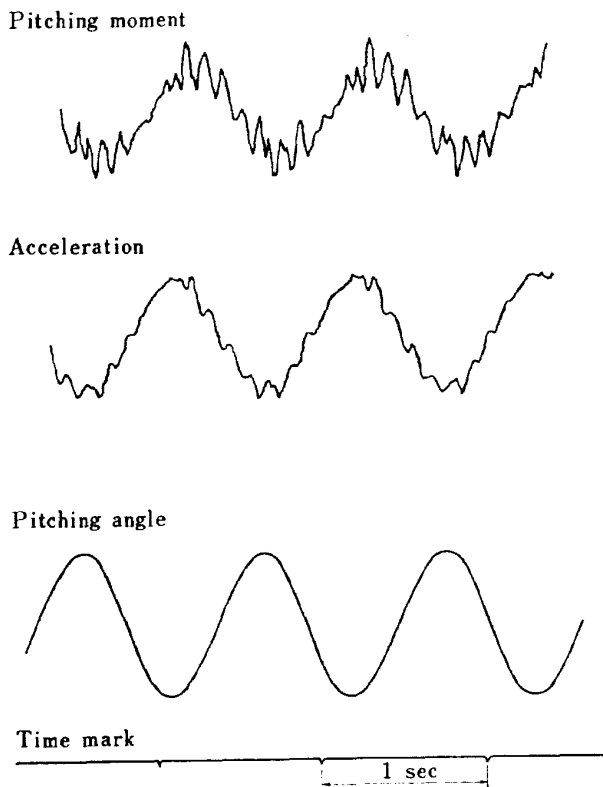


図 7-1 天秤—模型系の固有振動 (縦揺加振, 振動数 0.9 Hz, 振幅 5°, V=30 m/s)

起り、測定を著しく困難にした (図 7-1)。この共鳴が起る揺動振動数は、縦揺れと偏揺れでは 0.8~0.9 Hz, 横揺れでは 0.5 Hz と 0.9 Hz であった。固有振動が何ゆえに振動数が一桁も低い加振と共鳴するかは明らかでないが、揺動機構のバックラッシュがその一つの原因のようである。このような低い振動数の共鳴が天秤出力に重畳しているため、瞬間値をサンプリングして計数化し、フーリエ解析にかけける方式は、かえってアナログ的に解析する方法より、精度が悪いことがわかった。フィルタの使用も、測定対象と振動数があまりにも接近しているため、問題がある。

天秤の弾性振動の振動数が、このように低いため、天秤の動特性を考慮する必要が起る。固有振動数に近い加振では、天秤感度の増加と位相遅れが起ることがわれわれの過去の研究で経験された。今回は特別の加振装置がなかったので、本装置自体を用い、模型を慣性負荷として無風状態で揺動した場合に、天秤に加わる慣性力を測定した。天秤の感度が振動数によらず一定なら、天秤出力の振幅は振動数の二乗に比例して増すべきである。また位相遅れがあれば、cos 成分が検出されねばならない。図 7-2 は、振動数と天秤出力の sin 成分の振幅との関係を示したもので、測定点は両対数グラフ上で二乗関係をあらわす直線上に乗って

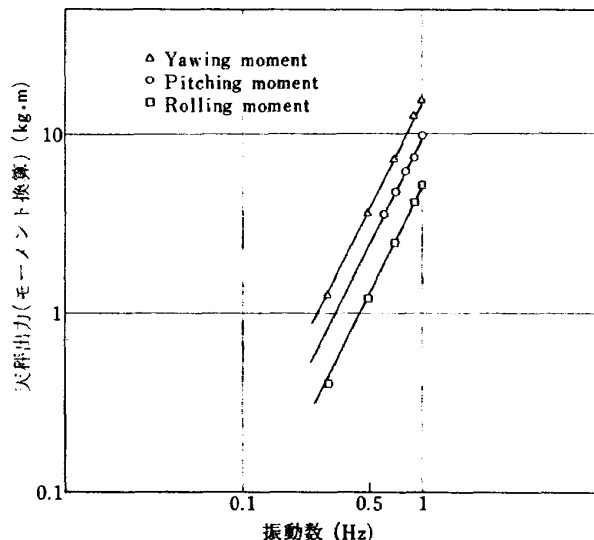


図 7-2 動的負荷に対する天秤出力

いる。また cos 成分は検出されなかった。以上の結果今回の試験では、振動数の全範囲にわたって、天秤の感度は一定で、位相遅れも無視できることがわかった。しかしながら、天秤の固有振動数が 9~10 Hz であることを考慮すると、揺動振動数は 1 Hz が限度であると思われる。

8. 結 語

本報告では航空宇宙技術研究所の大型低速風洞用として製作した、強制加振法による 3つの回転自由度における動安定微係数の測定装置の構造と性能について述べた。性能試験の結果、ダンピング微係数とクロス微係数の双方につき、十分な精度の測定値を与えることが示された。一方、さらに詳細な高精度のデータを得るためには、ヒービングとサイドスリッピングの加振機構によって、並進運動に起因する付加項を独立に測定して消去すると同時に、模型の軽量化をはかって模型—天秤系の固有振動数の低下を防ぐことが必要であることがわかった。

本装置の計画にあたり、ご指導と終始変らぬ応援をして下さった、空気力学第二部重見部長、牛田技官、天秤の設計にご協力をいただいた林技官および試験にご協力いただいた大型低速風洞の方々には厚くお礼申し上げます。また本装置の揺動機構、天秤の製作は三菱重工業株式会社に、アナログ処理装置の製作は共和電業株式会社をお願いしたが、三菱重工業株式会社の倉田、斎藤両技師、共和電業株式会社の安藤、森田両技師をはじめとする多くの方々のご協力を得たことを付記し、感謝の意を表わす次第です。

参 考 文 献

- 1) D. E. Hewes ; NACA RM L54G22a (1954).
- 2) J. P. Campbell, J. L. Johnson, Jr., and D. E. Hewes ; NACA RM L55H05 (1955).
- 3) J. L. Johnson, Jr. ; NACA RM L56B01 (1959).
- 4) D. E. Hewes ; NASA Memo 5-20-59L (1959).
- 5) A. L. Braslow, H. G. Wiley, C. Q. Lee ; NASA TND-1231 (1962).
- 6) J. S. Thompson, and R. A. Fail ; ARC R. & M. No. 3355 (1965).
- 7) 小橋ほか ; 航空宇宙技術研究所報告 TR-93 (1965).
- 8) 高 島 ; 航技研ニュース No. 112 (1968).
- 9) 倉田ほか ; 三菱重工技報 Vol. 15, No. 5 (1968).
- 10) 遠藤ほか ; 航空宇宙技術研究所資料 TM-173 (1970).

TM-166	ガスタービン用缶形燃焼器における燃焼領域のガス組成と燃焼状態	1969年11月	大塚貞吉, 斎藤隆吉 堀内正司, 本間幸吉 宮坂彰
TM-167	YS-11A-300型輸送機の胴体疲労試験—中部胴体前方大型貨物口部および後方乗降口部付近—	1970年1月	竹内和之, 川島矩郎 熊倉郁夫, 松岡陽一
TM-168	ダンピングメータの試作	1970年2月	柳沢三憲
TM-169	ジェットエンジン燃焼器出口ガス流の乱れの測定(I)	1970年2月	相波哲朗
TM-170	JRエンジンの燃焼器におきた振動燃焼	1970年2月	鈴木邦男, 石井浅五郎 山中国雍
TM-171	缶形燃焼器(低圧, 低温系)試験設備による航空計器の氷結(着氷)試験	1970年3月	鈴木邦男, 相波哲朗 本間幸吉, 服部宣夫
TM-172	自動追尾型風向風速測定器	1970年3月	川幡長勝, 中谷輝臣
TM-173	FA-200改機の動安定微係数	1970年3月	遠藤浩, 林良生 海老沼幸成, 中谷輝臣
TM-174	遷音速風洞動安定測定装置の構造と作動	1970年4月	小橋安次郎, 河野長正文 西武徳, 宮沢政文
TM-175	NAL-16・31D型ロケットの研究試作	1970年5月	五代富文, 近藤洋史 中井暎一, 田畑浄 毛利浩
TM-176	非対称自由流線の一計算法	1970年5月	高橋倅
TM-177	小型固体ロケットモータの振動燃焼実験—パルス法による中周波振動燃焼の研究—	1970年5月	五代富文, 伊藤克弥 西村久男, 湯沢克宜 柴藤羊二

注：欠番は配付先を限定したもの。

航空宇宙技術研究所資料178号

昭和45年5月発行

発行所 航空宇宙技術研究所
東京都調布市深大寺町1880
電話武蔵野三鷹(0422)44-9171(代表) ☎182
印刷所 一誠社総合印刷株式会社
東京都武蔵野市御殿山1-6-10
