より証明せられた。

4. 結 言

本風速計の利点を要約すると次のごとくになる。

(1) 精度が高い。標準風速とほとんど一致した実験結果より明らかな通りであるが、これに関して次報にて更に述べる予定である。

(2) 精密測定のに計測簡単容易である。たとえば差圧式ではあらかじめ流量係数、収縮係数を知っておく上に、その場その場で動圧および気温気圧から気体の密度も知らなければならぬに反し、本風速計ではあらかじめ A, B の周波数 f ならびに C (これは A, B 電極の構造により常に 1 ならしめ得る。これに関しても次報にて述べる予定) を知っておけば、計測に

当つてはただイオン粗密波の波長を計測するだけで十分である。

(3) 特殊用途に有利である。たとえば細い管中の風速を計測するには特別なノズルを作らなければならぬが、精度の高いものを得ることはなかなか厄介である。また風速の遅い気流を精密測定するのも従来の方法では同様に技術上なかなか困難であるが、本風速計によれば比較的簡単な設備で容易に精密測定できる。

なお本研究は文部省科学研究費による。

注：一

(1) 昭和 26 年 4 月 4 日 第 28 期定時總會講演会において講演，原稿受付 昭和 26 年 6 月 1 日。

(2)(3) 茨城大学工学部。

(4) 特許出願中。

621-243-5

ホイット・シュナイダー・プロペラについて⁽¹⁾

広 津 万 里⁽²⁾

Theoretical research on Voith-Schneider-Propeller

by Masato HIROTSU

Assuming the two dimensional flow and the uniform longitudinal induced velocity on the propeller stream, the Voith-Schneider-Propeller is solved approximately. Thrust, torque, lateral force, position of thrust line, maximum attack angle of the blade element and its peripheral position are expressed by the simple functional relations. By these relations of the fundamental quantities of the Voith-Schneider-Propeller, the characteristic curves are calculated, and also the applicable region of the formula are found. Calculated example of the characteristic curves coincide closely to Hans Kreitner's experiments.

Comparing with more strict solutions of the Voith-Schneider-Propeller by elliptic integrals, these approximate simple functional relations would be serviceable to explain the complicated acting conditions of the travers or lateral circular airfoil gitter type propeller.

1. 緒 言

ホイット・シュナイダー・プロペラ (V.S.P.)⁽³⁾ 翼の揺動状態についての一般概念は、このプロペラ翼の通る絶対経路が、船の進行速度に応じてころがり円の半径が変化するサイクロイド曲線と考えると、容易に得られる。誘導速度のない場合、すなわち無負荷運転時について、ころがり円の半径 $c_1 R$ を一般的に考える

と第 1 図⁽⁴⁾に示すように A, B および C の三つの場合がでてくる。いずれの場合においても、無負荷時には翼弦の法線が、ころがり円とベース・ラインの接点 S_0 を通過すべきであるから、 B および C では翼それ自身のころがり円に対する相対的回転が必要条件となる。

著者は、V.S.P. 翼の揺動が第 1 図 A の場合として表わされることに着目して、翼型の性能を簡単な形で表わして理論を進め、すべりがある場合の翼の迎え角 α 、翼素に働く力、その他 V.S.P. に必要な諸量を求めたものである。しかし誘導速度は簡単には求められないので、単純な運動量理論によつて、進行方向だけの誘導速度を計算に導入した。

第 1 図 サイクロイド型プロペラの 3 種別

$$-B c_2 \cos \theta \sqrt{1+k_2 \sin \theta} \\ -C c_2 \frac{\cos^3 \theta}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \\ \dots\dots\dots(11)$$

$$T = A \frac{c_2 \cos^2 \theta}{\sqrt{1+k_1 \sin \theta}} \\ + B(1+c_2 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta} \\ + C \frac{(1+c_2 \sin \theta) \cos^2 \theta}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \dots\dots(12)$$

ただし、 A 、 B および C は次のとき係数である。

$$A = \rho a c \omega^2 R^2 \frac{c_1 - c_2}{\sqrt{1+c_1^2}},$$

$$B = \rho c \delta_0 \omega^2 R^2 \sqrt{1+c_2^2},$$

$$C = \rho c \varepsilon \omega^2 R^2 \frac{(c_1 - c_2)^2}{(1+c_1^2) \sqrt{1+c_2^2}}$$

上の関係を (7) および (8) 式にいて整理すると次の通りとなる。

$$T_x = A \frac{\cos^2 \theta}{\sqrt{1+k_1 \sin \theta}} \\ - B(c_2 + \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta} \\ - C \frac{\cos^2 \theta (c_2 + \sin \theta)}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \dots\dots(13)$$

$$I_{xy} = A \frac{\cos \theta (c_2 + \sin \theta)}{\sqrt{1+k_1 \sin \theta}} \\ + B \cos \theta \sqrt{1+k_2 \sin \theta} \\ + C \frac{\cos^3 \theta}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \dots\dots(14)$$

上の二つの式を $0 \sim 2\pi$ の範囲に積分して、1回転中の平均をとれば1翼のスラストおよび横力が出る。しかし I_{xy} の方は全部の項が余弦の奇数乗であるから、積分結果は0となる。

次に、(13) 式と次の (15) 式で、1翼の平均スラスト T_h が求められる。

$$T_h = (1/2\pi R) \int_0^{2\pi} T_x R d\theta \dots\dots\dots(15)$$

この積分は初等かん数では表わされないから、 c_1 、 c_2 ともに小さいとして近似計算を行つてみると次のような結果を得る。

$$T_h = \rho c \omega^2 R^2 \left\{ (a/2)(c_1 - c_2) \right. \\ \left. \times (1 - c_1^2/8) - (3/2)c_2 \delta_0 \right\} \dots\dots\dots(16)$$

上式は単翼のスラストを表わすのであるが、大略としては $(c_1 - c_2)$ に比例することがわかる。実際の V. S. P. は4~6枚の絞つた翼を用いているが、全体の翼面積が回転円柱面に対して非常に小さいと考えて、全体のスラスト T_σ が翼数に比例すると仮定する。その数式的表現に当つては、翼数 N_b によらないで、次式で定義される回転円柱面充実比 σ を用いる。

$$\sigma = (N_b c h) / (2\pi R h) \dots\dots\dots(17)$$

ただし、 h は翼の回転軸方向長さである。回転円柱

中央の投影面 $2Rh$ を S とすると、 $\sigma = N_b c h / \pi S$ となつて、 $N_b c h = \pi \sigma S$ となるから、結局全体のスラスト T_σ は次のように表わされる。

$$T_\sigma = \rho S \omega^2 R^2 \pi \sigma \left\{ (a/2)(c_1 - c_2) \right. \\ \left. \times (1 - c_1^2/8) - (3/2)c_2 \delta_0 \right\} \dots\dots\dots(18)$$

第4図 スラスト係数の数値計算結果

翼弦の総和 $c N_b$ が、揺動軸回転円直径 $2R$ に等しい場合である。

4. スラスト線の作用位置

スラスト線の位置を知るために、 T_x の回転軸に対するモーメント M_x を求めると次のようになる。

$$M_x = (N \cos \theta - T \sin \theta) R \sin \theta$$

上式に (11) および (12) 式の N および T を代入して整理すると次のようになる。

$$\frac{M_x}{R} = A \frac{\sin \theta \cos^2 \theta}{\sqrt{1+k_1 \sin \theta}} \\ - B(c_2 \sin \theta + \sin^2 \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta} \\ - C \frac{c_2 \sin \theta \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \cos^2 \theta}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \\ \dots\dots\dots(20)$$

M_x の1回転の平均 M は、

$$M = (1/2\pi R) \int_0^{2\pi} M_x R d\theta \dots\dots\dots(21)$$

であるが、この積分も初等かん数では表わされないの、スラストの場合と同様にして近似計算をすると次のようになる。

$$M = \rho c \omega^2 R^3 \left\{ \frac{a}{2} (c_1 - c_2) \left(-\frac{c_1}{4} + \frac{3}{8} c_1^3 \right) \right. \\ \left. - \frac{\delta_0}{2} \left(1 + \frac{9}{8} c_2^2 \right) - \frac{\varepsilon}{8} (c_1 - c_2)^2 \right\} \\ \dots\dots\dots(22)$$

スラスト線の作用点を表わす $\bar{y}$ は、 $\bar{y} = M/T_h$ から求められるが、無次元にするため $\bar{y}/R$ で表わすと次式の通りとなる。

$$-\frac{\bar{y}}{R} = \frac{\frac{a}{2}(c_1-c_2)\left(\frac{c_1}{4}-\frac{3}{8}c_1^3\right)+\frac{\delta_0}{2}\left(1+\frac{9}{8}c_2^2\right)+\frac{\varepsilon}{8}(c_1-c_2)^2}{\frac{a}{2}(c_1-c_2)\left(1-\frac{c_1^2}{8}\right)-\frac{3}{2}c_2\delta_0} \quad \dots\dots\dots(23)$$

M の式からわかる通り $\bar{y}$ が負になることは注意すべきことである。これは迎え角 α の $0 \sim 2\pi$ における変化から考えると容易に理解されるところであつて、 c_1 が大きくなるほど $\pm \alpha_{\max}$ が $\theta = 3\pi/2$ にちかい前後でおきる。

第5図は $-\bar{y}/R$ の計算結果で、 c_1 が大きくなるほどスラスト線が中心からずれる。一定の c_1 では λ が大きくなつても、最初のうちは $\bar{y}$ はほとんど変化せず、極大効率の λ の前後で急激に増大する。このことは、V.S.P. を単独で使うことが不適当であることを示すが、実際は他の条件から普通2個組合して用いられるから、普通の運転状態ではこのことは問題にならない。

第5図 スラスト線の作
用点を表わす $-\frac{\bar{y}}{R}$ の
数値計算結果

5. トルクおよびトルク係数

単翼の1回転に要する仕事量 E_1 は次式から求められる。

$$E_1 = \int_0^{2\pi} TR d\theta \quad \dots\dots\dots(24)$$

よつて (12) 式より積分を行えばよいことになる。

$$E_1 = R \int_0^{2\pi} \left\{ A \frac{c_2 \cos^2 \theta}{\sqrt{1+k_1 \sin \theta}} + B(1+c_2 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta} + C \frac{(1+c_2 \sin \theta) \cos^2 \theta}{(1+k_1 \sin \theta) \sqrt{1+k_2 \sin \theta}} \right\} d\theta \quad \dots\dots\dots(25)$$

前と同様にして近似計算を行うと次のような結果をうる。

$$E_1 = 2\pi R \rho c \omega^2 R^2 \left\{ a(c_2-c_2) \left(\frac{c_2}{2} - \frac{c_1^2 c_2}{16} \right) + \delta_0 \left(1 + \frac{3}{4} c_2^2 \right) + \frac{\varepsilon}{2} (c_1-c_2)^2 \right\} \quad \dots\dots\dots(26)$$

1秒間の回転数を n とすると単翼1秒間の必要仕事量 E_{1n} は次のようになる。

$E_{1n} = n E_1 = 2\pi n R \rho c \omega^2 R^2 \times C_Q'$
ただし、 C_Q' は (26) 式の大括弧の中の値を表わす。
スラストの場合と同様に、全体の1秒間の必要仕事量 E_σ が翼数に比例するとし、 σ を用いて次のように表わされる。

$$E_\sigma = \pi \sigma S \times \rho \omega^3 R^3 \times C_Q' \quad \dots\dots\dots(27)$$

$E_\sigma = \omega Q$ であるから、トルク Q は次のようになる。

$$Q = \pi \sigma S \rho \omega^2 R^3 \times C_Q' \quad \dots\dots\dots(28)$$

したがつて S に対してとつたトルク係数 C_Q は、

$$C_Q = \pi \sigma C_Q'$$

となり、 $\pi \sigma = 4\sigma'$ を用いた C_Q は次の通りとなる。

$$C_Q = 4\sigma' \left\{ a(c_1-c_2) \left(\frac{c_2}{2} - \frac{c_1^2 c_2}{16} \right) + \delta_0 \left(1 + \frac{3}{4} c_2^2 \right) + \frac{\varepsilon}{2} (c_1-c_2)^2 \right\} \quad \dots\dots\dots(29)$$

第6図は上式で表わされる C_Q の計算結果である。

第6図 トルク係数の数値計算結果

6. 効 率

今までは、流体の関係速度に対して c_2 をとつて考えてきたが、スラストがある限りは誘導速度があるので、効率を考える場合には、作用するスラストと同時に実際の前進度 $\lambda = V/\omega R$ を考えねばならない。すなわち、 c_2 と λ の関係を求めなければならない。この関係は、誘導速度が S 全体にわたつて一様であるとして、単純な運動量理論を適用すると、近似的ではあるが、非常に簡潔な関係式を得ることができる。

第7図により、運動量理論によるスラスト T_p は、

第7図 投影面 S に対する運動量理論の説明図

$$T_p = \frac{1}{2} S_p (u_1^2 - V^2) = S_p \frac{1}{2} (u_1 + V)(u_1 - V)$$

となる。 $u = \frac{1}{2}(u_1 + V)$ であつて、 $u = c_2 \omega R$ および $V = \lambda \omega R$ であるから、 $u_1 = \lambda_1 \omega R$ とすると、 $\lambda_1 + \lambda = 2c_2$ の関係がある。この関係を用いて T_p を書き直すと次のようになる。

$$T_p = S_p c_2 \omega R (\lambda_1 - \lambda) \omega R = 2 S_p c_2 (c_2 - \lambda) \omega^2 R^2 \quad \dots\dots\dots(30)$$

上式の T_p と (18) 式の T_σ を相等しいとおくと次の関係式が得られる。

$$\sigma \pi \{ (a/2)(c_1 - c_2) - (3/2)c_2 \delta_0 \} = 2c_2 (c_2 - \lambda) \quad \dots\dots\dots(31)$$

ただし、 T_σ の $c_1^2/8$ の項は省略した。

(31) 式を c_2 に対して解くと、次のようになる。

$$c_2 = - \left(\frac{a}{2} \sigma' + \frac{3}{2} \sigma' \delta_0 - \frac{\lambda}{2} \right) + \sqrt{ \left(\frac{a}{2} \sigma' + \frac{3}{2} \sigma' \delta_0 - \frac{\lambda}{2} \right)^2 + a \sigma' c_1 } \quad \dots\dots\dots(32)$$

上式はかなり複雑であるが逆に λ に対して解くと、次式のように簡単になるから、先に c_2 を仮定して λ を出す方が簡単である。

$$\lambda = c_2 - \sigma' \left(a \frac{c_1 - c_2}{c_2} - 3\delta_0 \right) \quad \dots\dots\dots(33)$$

しかして、 $\lambda = 0$ すなわち、静止スラストの場合の c_2 は次式で表わされる。

$$c_{2-\lambda=0} = - \frac{\sigma'}{2} (a + 3\delta_0) + \frac{1}{2} \times \sqrt{ \sigma'^2 (a + 3\delta_0)^2 + 4\sigma' a c_1 } \quad \dots\dots\dots(34)$$

ただし、 c_2 は $c_1 \sim c_{2-\lambda=0}$ の範囲に変化するから、あらかじめ $c_{2-\lambda=0}$ を計算して、それと $c_2 = c_1$ の範囲内において、適当な間隔で c_2 を仮定して λ を算出していかなければならない。第8図は c_2 と λ の関係を表わす曲線群で、充実比の小さい方が c_2 の開く範囲が大きい。

1秒間の有効仕事 E_u は、 $E_u = T_\sigma V = \lambda T_\sigma \omega R$ である。これに対し必要な仕事量 E_σ は (27) 式で求

第8図 c_2 と λ の関係を表わす曲線

められているから、効率 η は次のようになる。

$$\eta = \frac{E_u}{E_\sigma} = \frac{\lambda \{ (a/2)(c_1 - c_2) - (3/2)c_2 \delta_0 \}}{a(c_1 - c_2)c_2/2 + \delta_0(1 + c_2^2/4) + (e/2)(c_1 - c_2)^2} \quad \dots\dots\dots(35)$$

c_2 を仮定して、(33) 式から λ を出し、その λ を上式に代入すれば η を計算することができる。 σ もしくは σ' は λ の中だけにはいついて、第9図の計算結果からわかる通り、 σ' が小さくなる方が効率はよくなる。第9図の曲線群の傾向は、普通のプロペラの翼素理論の場合と全く同様である。

第9図 効率 η の数値計算結果

Hans Kreitner⁽⁵⁾ の V.S.P. 単独の実験結果による効率曲線の $\eta_{\max}$ は第9図の場合とよく一致する。すなわち、第9図からよみとつた $\eta_{\max}$ は第2表の通りであつて、同表の(H.K.)の縦行が Hans Kreitner の効率曲線からよみとつたものである。

第2表 Hans Kreitner の実験結果の $\eta_{\max}$ と本理論によつて計算した $\eta_{\max}$ の比較。
H. Kreitner の実験にはその詳細が記されていないので厳密な比較はできないが、大略の値はよく一致している。

c_1	0.5			0.6			0.7		
σ'	0.2	0.25	(H.K.)	0.2	0.25	(H.K.)	0.2	0.25	(H.K.)
c_2	0.453	0.455	—	0.544	0.546	—	0.635	0.635	—
λ	0.395	0.385	—	0.485	0.475	—	0.58	0.57	—
$\eta_{\max}$	0.702	0.678	0.711	0.744	0.723	0.739	0.78	0.755	0.792

7. 迎 え 角 α

c_1 が大きく λ が小さい場合には, α が大きくなって, 揚力曲線が直線であるとする当初の仮定にだんだんそれていく。したがって, 第4および6図に示したような, c_1 が大きく λ が小さい場合の, スラストおよびトルク係数は当然実際には得られない。よつて上述した理論の適用範囲を知るためには, α が θ に対して変化する状況, $\alpha_{\max}$ の絶対値および $\alpha_{\max}$ の起る座標角等について考察しなければならない。

$\alpha_{\max}$ の座標角 θ を求めるために (4) 式を θ について微分し, $d\alpha/d\theta=0$ とおくと次の関係式を得る。

$$\sin^2 \theta + 2 \frac{1+k_1 k_2}{k_1+k_2} \sin \theta + 1 = 0 \quad \dots\dots\dots (36)$$

よつて, $K = (1+k_1 k_2)/(k_1+k_2)$ とおいて上式を解くと, $\alpha_{\max}$ の座標角 θ について次の関係式が得られる。

$$\sin \theta = -K + \sqrt{K^2 - 1} \quad \dots\dots\dots (37)$$

上式からわかる通り, $\alpha_{\max}$ は $\theta = \pi \sim 2\pi$ の間において, y 軸に対称な2点で起る。

(37) 式を λ で表わして一般的に論ずることは, 式が複雑になつて困難であるので, いままでに計算した $c_1 = 0.4 \sim 0.8$ の範囲で, (37) 式から θ を出し, その θ で (4) 式から $\alpha_{\max}$ を求め, それを λ で図表にしたものが第10図である。 c_1 が大きく λ が小さい場合の本図中央部に点線で示した $\alpha_l = 8.6^\circ$ の線を越すような $\alpha_{\max}$ の場合には今までの理論はあてはまらない。第4図の下の方に $\eta_{\max}$ のだいたいの前進度 λ が記入してあるが, c_1 が大きい場合の $\lambda(\eta_{\max})$

第10図 理論の適用範囲を知るために計算した $\lambda - \alpha_{\max}$ 曲線

は一般に非常に大きく, そのような λ では $\alpha_{\max}$ は $\alpha_l = 8.6^\circ$ の線を横ぎることではない。

V.S.P. は本質的に可変節プロペラであるので, 静止スラストの場合は c_1 小さく, c_1 が大きい場合は, $\eta_{\max}$ の λ で動作させるのであるから, 上述の各理論式は十分な適用範囲を持つことになる。

$\lambda(\eta_{\max})$ における $-\theta(\alpha_{\max})$ のだいたいの値を表示すれば第3表の通りである。本表には, 第11図に示

す $-\theta_{S_0}$ すなわち, S_0 を通つて x 軸に平行な直線が回

第11図 迎え角 α の変化を考察する線図, 図は $c_1 = 0.5$ の場合を示す

は注目する必要がある。

第3表

c_1	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8
$-\theta^\circ$ ($\alpha_{\max}$)	42	52	60.5	69	77
$-\theta_{S_0}$	23°35'	30°	36°52'	44°26'	53°8'

9. 結 言

以上をもつて, 近似計算ではあるが, V.S.P. に關する主要量のすべてを一応計算にのせることができた。1回転中の単翼スラストの変化ならびに迎え角の変化および翼型の抵抗がなかつた場合の効率を, 実際に到達し得られる効率の一つの目安とした計算したがこれらはあまり重要でないので省略した。なお, V.S.P. の翼は非定常状態で動作するので, 更にこの点に關しては特別の考慮が払われなければならない。

本研究を遂行するに當つて, 終始御激励と御指導を賜つた津村, 板谷両教授に厚く感謝の意を表する。なお図の整理その他をわずらわした宮城敏雄君に合せて謝意を表する。

附記; 本研究の講演を行つたあとで宮津教授から, 既に谷口中氏⁽⁶⁾が同様の研究を発表されていることを御教示にあずかつた。同氏はだ円積分によつておられるのでより厳密である。筆者の場合と比較してみるとかなりな程度に一致するし, かつ筆者の場合は簡単なかん数で諸量の関係を表わすことができ, V.S.P. 翼の働きの概要をつかむのに便利である。将来実験結果が豊富になり, 実験的係数を用いて設計上に便利な簡単な式を導く際に意義があるかと考えてあえて執筆した次第である。

なお, 谷口氏も述べられているように V.S.P. の翼がだ円形に絞られておるとし, c を平均翼弦と考えると, 本文に述べた各式は3次元の場合と見なすことができる。

終りに文献の御教示にあずかった宮津教授に深く謝意を表する。

注：一、

- (1) 昭和 23 年 4 月 1 日 第 25 期定時総会講演会において講演，原稿受付 昭和 26 年 2 月 6 日。
- (2) 正員，講演当時都立理工専門学校，現在金沢大学工学部。
- (3) ホイト・シユナイダー・プロペラを以下 V.S.P. と略記する。
- (4) C.B. Strandgren: Roues sustentatrices et propulsives, L' Aeronautique, No. 172, Sept. 1933, p. 81.

- (5) Hans Kreitner: Die hydraulischen Grunlagen des Voith-Schneider-Antriebes, Werft Reederei Hafen, 1. Juni. 1931. この論文の外は W. Just の下記の論文があるが，後者も実験と理論の比較の部分で僅少で本研究と十分な比較検討ができない。Walter Just: Theorie des Voith-Schneider-Propeller. Werft Reederei Hafen. 1. Januar 1939. 同著者: Berechnung des Wirkungsgrades und Standschubes für den Voith-Schneider-Propeller. 同誌. 15 März 1939.
- (6) 谷口中（三菱重工業会社造船所）；フォイト・シユナイダー推進器の近似解法，第 5 回日本工学会において講演。

621・243・5

カプラン水車の模型効率換算式について⁽¹⁾

広 津 万 里⁽²⁾

Efficiency Calculation Formula of Kaplan Type

Water Turbines by Their Model Experimented Efficiency

by Masato HIROTSU

A new formula for the case of Kaplan water turbines was obtained by the considerations, which are analogous to the author's former formula for the case of propeller type water turbines. Only one point of difference between the propeller and Kaplan type's case is the exponent of $q=Q/Q_0$. The former case is 1, the latter case is 1/2. Where, Q_0 is the water quantity at maximum efficiency.

By courtesy of Factory Hitachi, comparing the full scale experimented efficiency of Kaplan turbine of the River Nippashi with the calculated efficiency by the formula for the case of Kaplan, ascertained close agreement to each other.

Putting together, the author's former formulae, for the case of Francis, propeller type and this case of Kaplan water turbines, only one formula was obtained. By this formula, taking different exponent, full scale efficiency of all practical types of water turbines are calculated by their model experimented efficiency.

1. 緒 言

著者は前に発表したプロペラ型水車⁽³⁾のなかで，カプラン水車の場合にもすこしく触れたが，その場合のカプラン水車の効率換算法は，模型回転車の種々な羽根角度における実験結果に順次プロペラ水車の換算式を適用して，実物換算効率の曲線を得て，その極大点をつらねる包絡線を求めてカプラン水車の換算効率を得る方法であつた。このような方法によると，いろいろの不便を伴い換算が面倒であつて，さらに根本的な欠点は，回転車羽根角が極端に小さい場合または大きい場合においても，各その羽根角における極大効率の点では，残留循環が 0 であると言う仮定を含むことである。このことは明らかに事実と相違し，プロペラ型水車の場合にも述べた通り，たとえば流量の小さいとき，すなわち羽根角の小さいとき，以上のようにして求めた換算効率は実物実験よりも大きくでる。結局，この場合衝撃損失を 0 としたために摩擦損失割合が大きくなりすぎていることがわかる。計算上の不便をのぞき，かつ上述の欠点を是正するためには，カプラン

水車としての極大効率点においてはじめて残留うずが 0 となると言う仮定のもとにカプラン水車本来の換算式を導かねばならない。

2. 換算式の誘導

宮城教授のカプラン水車の換算式⁽⁴⁾は Bauersfeld⁽⁵⁾の提唱にもとづく，回転車出入口相対速度の幾何学的平均，すなわち第 1 図の w_m を部分負荷の場合，

第 1 図 カプラン水車の速度線図

$$w_{mx} = w_m \sqrt{\frac{r_{m1x}}{r_{m1}}} = w_m \sqrt{\frac{Q}{Q_0}} = w_m \sqrt{q} \quad \dots\dots\dots(1)$$