

強制対流表面沸騰時の蒸気体積率について

松 村 博 久

(受理 昭和40年5月31日)

VAPOR VOLUME FRACTIONS IN SUBCOOLED-BOILING UNDER FORCED CONVECTION

Hirohisa MATSUMURA

In a larger area of subcooling of subcooled boiling under forced convection, its vapor volume fraction is mostly neglected. However, it is necessary to know the vapor volume fraction generally throughout the subcooled region for minute investigation of pressure drop and heat transfer along the flowing path of the convection.

The author measured the vapor volume by means of analysis of the picture of boiling phenomenon with a high-speed camera, and obtained the correlation from its experimental results. The correlation thus obtained in the experiment revealed to be well agreeing much more extensively with their experimental values compared with the usual correlation.

1. 緒 言

原子炉やボイラおよび熱交換器などの高熱負荷を受ける蒸発管内では、液体とその沸騰により発生した蒸気ほうとの二相の流動がみられる。この二相流における蒸気と液体との含有割合は蒸気重量率または乾き度および蒸気体積率またはボイド (Void) 率などの表現で示されている。

蒸気含有割合は圧力、熱負荷、流速およびサブクーリング (Subcooling) などの諸因子によつて異なるが、圧力、流速およびサブクーリングの大きいほど蒸気含有割合は減少し、また熱負荷の増加するに伴つて蒸気含有割合は大となる傾向にあることは容易に推察できることである。一般にサブクーリングの小さい範囲、特に液体温度が飽和温度にきわめて近い領域では、サブクーリングの減少に伴つて蒸気含有量が急激に増加するが、サブクーリングの大きい範囲では伝熱面表面近傍のみに蒸気ほうが存在し、流路の主流部にはほとんど蒸気ほうの存在がみられない。そのためにサブクーリングの大きいところでは蒸気含有量は無視されることが多い。しかしながら、流路の圧力損失や熱伝達などの詳細な研究を行なうにあつてはサブクール領域 (Subcooled region) 全般にわたつての蒸気含有量を知る必要がある。

本報告では、圧力 1.0 ata のもとで熱負荷 $5.4 \times 10^4 \sim 4.0 \times 10^5$ Kcal/m²h, 流速 0.15~0.45 m/s およびサ

ブクーリング 27~85°C の実験範囲において、沸騰現象を高速度カメラで撮影した写真の解析により蒸気ほう体積の測定を行ない、その実験結果から整理式を導いた。また、強制対流を伴う表面沸騰時の蒸気体積を実験的に求めた Poletavkin と Shapkin¹⁾, Griffith, Clark と Rohsenow²⁾ および Jordan と Leppert³⁾ などの従来の結果との比較検討を行なつた。

2. 実験装置および実験方法

第1図は実験装置の概略図である。装置は流体を循環する系と加熱用蒸気を供給する系とから構成されている。流体系は、系内にさびの発生を防止するために、ステンレス鋼および防錆剤を塗布した材料で製作され、弁類はすべて砲金製を用いている。流体には水道水を純水製造装置に通した比抵抗が $10^6 \Omega\text{cm}$ 以上の純水を使用し、循環用ポンプで強制流動させる。流量は調節弁で設定し、オリフィスに接続してあるマノメータで読みとる。流体温度は 12 KW の電熱線が入れてある予熱器と熱交換器で任意に決定できる。一方の蒸気系は、ボイラで発生した蒸気は気水分離器から測定部に入り、さらに気水分離器兼凝縮量測定タンクを通して外部に放出される。蒸気流量はボイラ出口の調節弁により、蒸気圧力は圧力調節弁にて設定する。熱負荷は凝縮量測定タンクの復水量および測定部出入口に設置されている流体温度測定用熱電対の温度差により算出した。

してある。第3図は測定部軸方向の断面図であり、全長は600mmとなつているが伝熱面長さは500mmである。

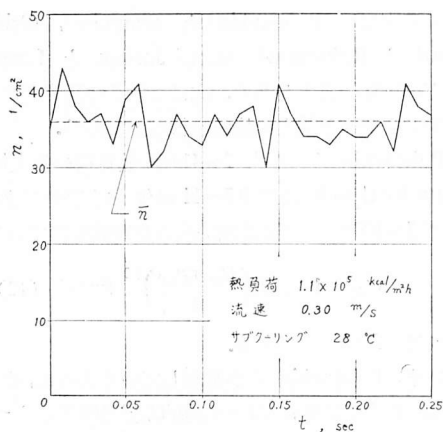
沸騰時の蒸気ほうは高速度カメラにより伝熱面の垂直方向から撮影し、撮影位置は理論計算により非沸騰時の乱流速度境界層が完全に発達している測定部入口から下流へ400mmのところである。高速度写真のフィルム送り速度は毎秒約3000駒とした。

実験は垂直伝熱面を用い、流体の流れ方向を上向きおよび蒸気の流れ方向を下向きとし、液体中の含有空気をあらかじめ脱気したのちに所要の流量、流体温度および加熱条件に設定して、定常状態のもとで行なつた。

3. 実験結果および整理

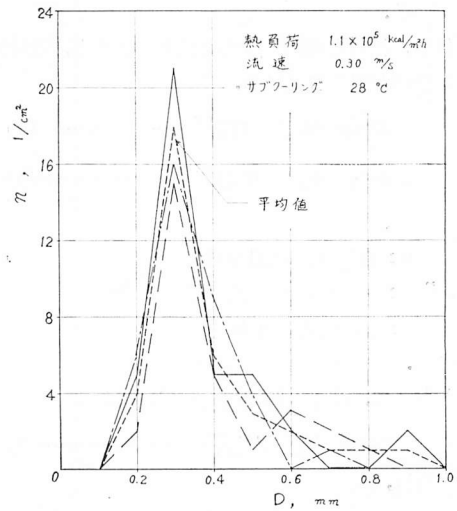
蒸気体積は高速度カメラで撮影された写真の解析により求めた。すなわち、写真の各駒に存在する気ほうの数と各気ほうの相当直径を測定することから、蒸気体積は算出される。

最初に伝熱面表面1cm²に着目し、120分の1秒ごとの各写真に存在する同一場所の気ほう数の変化を調べた。その一例を第4図に示している。気ほう数の変化には一定の周期はないが、時間の経過とともに増減を繰返している。その変化する気ほう数の平均値を時間平均気ほう数 \bar{n} とする。



第4図 気ほう数の変化

次に各駒における気ほうの大きさの分布を調べてみた。その一例として任意の写真3駒の気ほうの大きさの分布を第5図に示している。これによると各駒における気ほうの大きさの分布状態は似た傾向をもつてい



第5図 気ほうの大きさの分布

るので、ある程度以上の駒数をとれば統計的に大きな誤差は生じない。ここでは検討の結果40分の1秒ごとの写真10駒をえらび出して、平均気ほう直径 \bar{D} を次のように定義した。

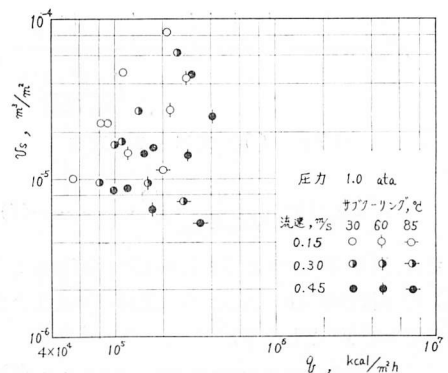
$$\bar{D} = \sqrt{\frac{\sum n_i D_i^3}{\sum n_i}} \dots \dots \dots (1)$$

ただし、直径 D_i の気ほうが単位面積当りに n_i 個あることを示す。

したがって、伝熱面単位面積当りの蒸気体積を v_s とすると、

$$v_s = \frac{\pi}{6} \bar{D}^3 \bar{n} \dots \dots \dots (2)$$

第6図には圧力1.0 ataにおける蒸気体積と熱負荷の関係をサブクーリングおよび流速のパラメータで示



第6図 蒸気体積の実験値

している。

佐藤, 松村と岡田⁴⁾の実験結果によると, 近似的に次の関係が得られている。

$$\bar{D} \propto q^{0.15} U_m^{-0.03} \Delta T_{\text{sub}}^{-0.25} \dots (3)$$

$$\bar{n} \propto q^{1.3} U_m^{-0.8} \Delta T_{\text{sub}}^{-1.0} \dots (4)$$

ここに,

q : 熱負荷, Kcal/m²h

ΔT_{sub} : サブクーリング, °C

U_m : 平均流速, m/h

である。

しかるに, (2), (3) および (4) 式から

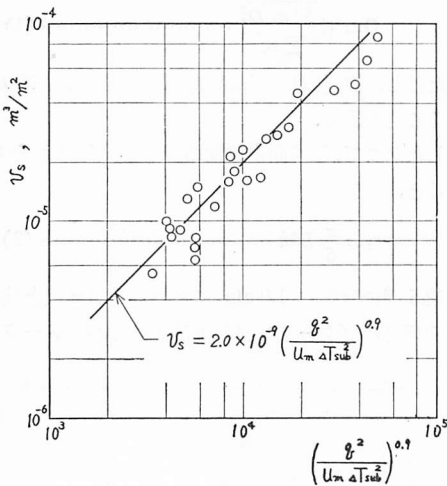
$$v_s \propto q^{1.8} U_m^{-0.9} \Delta T_{\text{sub}}^{-1.8} \dots (5)$$

または,

$$v_s = K \left(\frac{q^2}{U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots (6)$$

ただし, K は比例係数である。

第6図の実験結果を縦軸に v_s および横軸に $[q^2/(U_m \Delta T_{\text{sub}}^2)]^{0.9}$ で整理したのが第7図であり, 次の整理式が得られる。



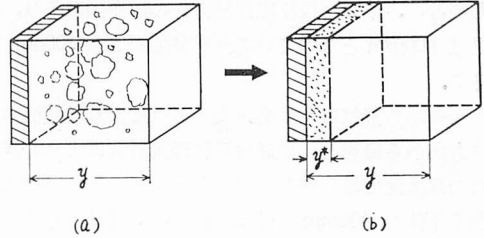
第7図 (7) 式による整理法

$$v_s = 2.0 \times 10^{-9} \left(\frac{q^2}{U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots (7)$$

また, 第8図に示すように伝熱面単位面積を考慮して, (a) 図の状態を (b) 図のように気体だけを集合させ, その厚さを y^* としたら,

$$y^* = v_s \dots (8)$$

図中の y は伝熱面の形状によって定まるもので,



第8図 蒸気体積の集合モデル

$$y = \frac{S}{l} \dots (9)$$

ここに,

l : 伝熱的ぬれ縁長さ, m

S : 流路断面積, m²

である。

したがって, 蒸気体積率を α とすれば,

$$\alpha = \frac{y^*}{y} = \frac{l}{S} v_s \dots (10)$$

ゆえに, (7) 式と (10) 式から

$$\alpha = 2.0 \times 10^{-9} \frac{l}{S} \left(\frac{q^2}{U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots (11)$$

となる。

4. 従来との比較および考察

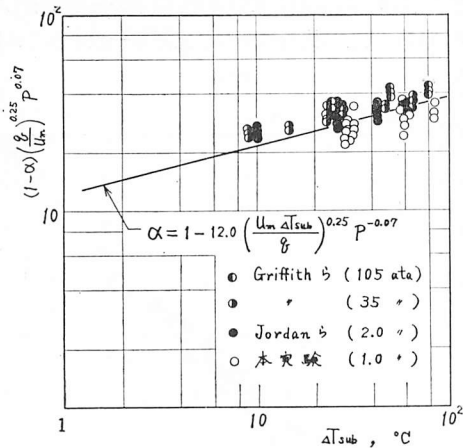
強制対流を伴う表面沸騰時の蒸気体積について, 従来の論文には Poletavkin と Shapkin¹⁾, Griffith, Clark と Rohsenow²⁾ および Jordan と Leppert³⁾ などの実験的研究がある。次にこれらの研究者の実験結果および整理式との比較を行なってみる。

Poletavkin らは圧力 7~41ata, 熱負荷の最大値 2.5×10^6 Kcal/m²h, 流速 0.7~11 m/s およびサブクーリング 3~100°C の実験範囲で次の整理式を得ている。

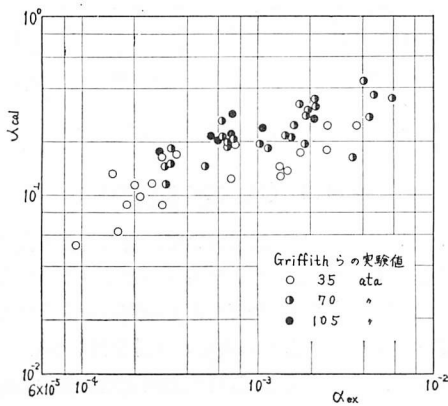
$$\alpha_{\text{cal}} = 1 - 12.0 \left(\frac{U_m \Delta T_{\text{sub}}}{q} \right)^{0.25} P^{-0.07} \dots (12)$$

ここに, P は圧力である。

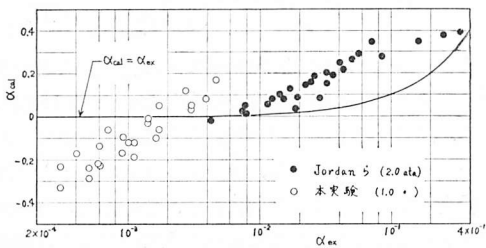
いま, Poletavkin らが整理しているように, 横軸に ΔT_{sub} および縦軸に $(1-\alpha)(q/U_m)^{0.25} P^{0.07}$ をとって, Griffith ら, Jordan らならびに本実験の結果を図示したのが第9図である。図によると実験値をよくまとめており, Poletavkin らの実験範囲を拡張して利用できるかのごとくにみえるが, (12) 式からの計算値と実験値と比較してみると疑問点がある。すなわち, 第10図の Griffith らの実験値は (12) 式からの計算



第9図 Poletavkin と Shapkin¹⁾ の整理法



第10図 Griffith ら²⁾ の実験値と (12) 式の計算値との比較



第11図 Jordan ら³⁾ の実験値および本実験値と (12) 式の計算値との比較

値に較べてかなり小さく、また第11図の Jordan らの実験値ならびに本実験値は (12) 式からの計算値と良い一致を示しているとはいえない。第10図の圧力の高い場合には計算値の方が実験値よりかなり大きくなっており、第11図の圧力の低い場合には実験値が小さい

と計算結果は負の値になる傾向を示している。

Griffith らは圧力 35, 70 および 105 ata のもとで熱負荷 $0.8 \times 10^6 \sim 7 \times 10^6$ Kcal/m²h, 流速 6.0~9.0 m/s およびサブクーリング 5~65°C の範囲で実験を行ない、蒸気体積は撮影した写真の解析から求めている。その結果から次の実験式を得ている。

$$(v_s)_{cal} = \frac{q_b P_r \lambda}{1.07 h^2 \Delta T_{sub}} \dots \dots \dots (13)$$

ここに、

h : 非沸騰時の熱伝達率, Kcal/m²h°C

P_r : プラントル数, 無次元

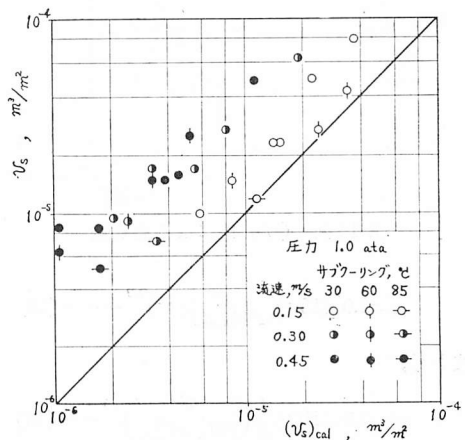
q_b : 沸騰の熱負荷, Kcal/m²h

λ : 液体の熱伝導率, Kcal/mh°C

である。

第12図には本実験値と (13) 式からの計算値の比較を示している。図によると総体的に実験値の方が計算値より大きくでていることが認められる。Jordan らは圧力 2.0~2.2 ata, 熱負荷 $0.81 \times 10^6 \sim 1.62 \times 10^6$ Kcal/m²h, 流速 1.2 m/s およびサブクーリング 10~60°C で実験をし、蒸気体積は β 線透過法により求めている。得られた実験結果と (13) 式から算出した値との比較を第1表に示している。これによるとサブクーリングの小さい時は実験値と良く一致しているが、サブクーリングが大きくなるほど実験値と計算値の差は大きくなっていく傾向にあることを Jordan らは述べている。

以上の観点から、筆者は従来の実験結果を利用して高い圧力の範囲にも適用できる整理式を導いてみた。



第12図 Griffith, Clark と Rohsenow²⁾ の整理法

第1表 Jordan と Leppert³⁾ の実験値と
(13) 式からの計算値との比較

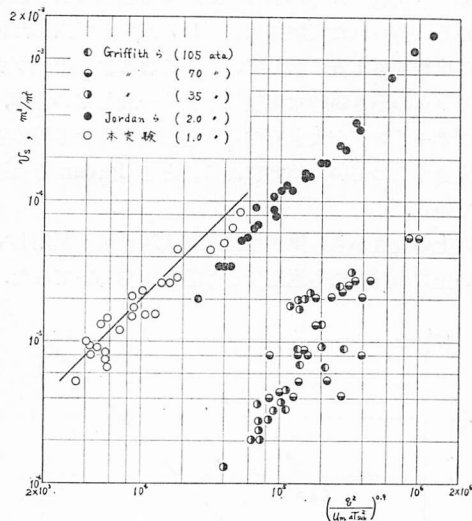
熱負荷 Kcal/m ² h ×10 ⁶	サブクー リング °C	流速 m/s	蒸気体積	
			測定値 cm ³ /cm ² ×10 ⁻³	計算値 cm ³ /cm ² ×10 ⁻³
0.81	60	1.2	<1.3	18
1.62	60	1.2	4.8	76
0.81	44	1.2	2.0	20
1.62	44	1.2	7.6	66
0.81	27	1.2	8.6	28
1.62	27	1.2	19	76
0.81	10	1.2	38	74
1.62	10	1.2	150	150

(5) 式は大気圧下における関係式なので圧力の影響を考慮すると、

$$v_s \propto f(P) \cdot \left(\frac{q^2}{U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots \dots \dots (14)$$

ただし、 $f(P)$ は圧力の関数である。

いま (14) 式において圧力の影響を考慮せずに整理したのが第13図である。これによると圧力の影響が明白に表われている。これから次の整理式が求められる。



第13図 (7) 式による整理法

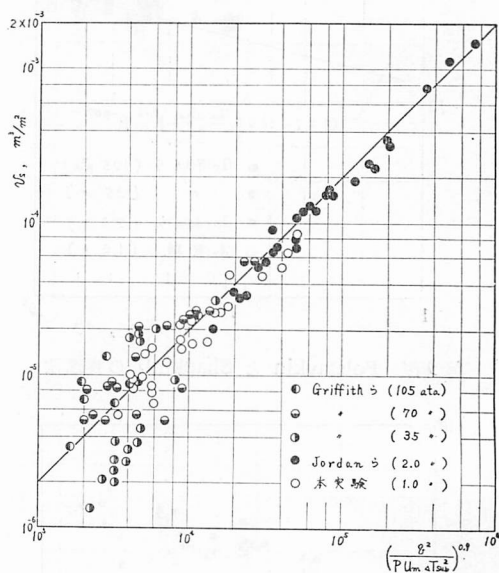
$$v_s = 2.0 \times 10^{-9} \left(\frac{q^2}{P U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots \dots \dots (15)$$

または、

$$\alpha = 2.0 \times 10^{-9} \frac{l}{S} \left(\frac{q^2}{P U_m \Delta T_{\text{sub}}^2} \right)^{0.9} \dots \dots \dots (16)$$

縦軸に実験値および横軸に $[q^2 / (P U_m \Delta T_{\text{sub}}^2)]^{0.9}$ の

関係を第14図に表わしているが、図中の実線で示している (15) 式との比較はかなり良好な一致をみるにいたつた。



第14図 (15) 式による整理法

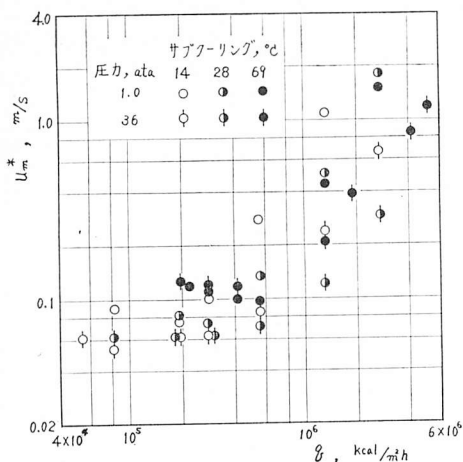
(7) 式および (15) 式において、自然対流表面沸騰の場合に $U_m \rightarrow 0$ と考えると $v_s \rightarrow \infty$ となり矛盾が表われるが、自然対流の場合でもある一定の対流速度を有しているのであつて、その速度の検討を行なつてみる。

(15) 式を書きなおして、自然対流表面沸騰時の対流速度を強制対流の場合の相当速度とし、その相当速度を U_m^* とすると、

$$U_m^* = \left(\frac{2.0 \times 10^{-9}}{v_s} \right)^{1.11} \left(\frac{q^2}{P \Delta T_{\text{sub}}^2} \right) \dots \dots \dots (17)$$

この式から Duke と Schrock⁵⁾ の自然対流表面沸騰の実験結果より相当速度を算出したのが第15図である。図によると熱負荷の低い場合には相当速度はある一定値をとっているが、熱負荷が大きくなると急速に相当速度は増加する傾向にある。このことはバーンアウト状態に近づくために伝熱面上での気ほうの挙動が大きく作用することによると想像される。熱負荷の小さい場合の相当速度の値はほぼ 0.1m/s であり、この値は伝熱面上の気ほうの離脱速度に等しいことを示している。

また飽和沸騰に近い場合の蒸気体積については実験データがないので詳細にはわからないが、筆者の観察結果によるとサブクーリングが 5°C 付近からサブクー



第 15 図 自然対流表面沸騰における相当速度

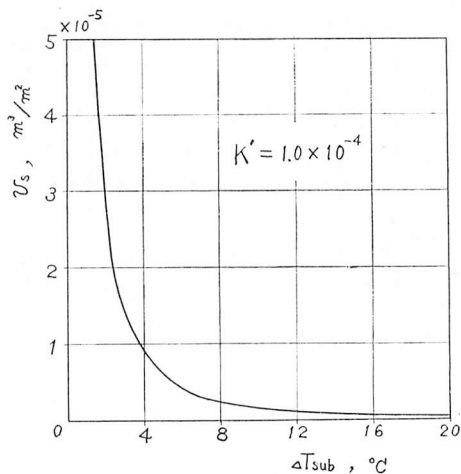
リングが小さくなるに伴って蒸気体積は急激に増加するのがみられた。いま (15) 式で圧力、熱負荷および流速が一定であれば、

$$v_s = K' \left(\frac{1}{\Delta T_{\text{sub}}} \right)^{1.8} \dots \dots \dots (18)$$

ただし、 K' は比例係数である。いま $K' = 1.0 \times 10^{-4}$ として、(18) 式の関係を図示してみると第 16 図のごとくで、サブクーリングが 6°C ぐらいのところで増加率が急速に大きくなっていることがわかる。

5. 結 言

強制対流を伴う表面沸騰時の蒸気体積または蒸気体積率は、圧力、熱負荷、流速およびサブクーリングの条件がわかれば、本実験結果ならびに従来の実験結果から導いた (15) 式または (16) 式を用いて算出することができる。また、本整理式は従来の整理式に較べて広範囲に実験値と良好な一致を示していることが認



第 16 図 蒸気体積のサブクーリングの影響

められた。

最後に終始御指導いただいた京都大学工学部佐藤俊教授に深甚なる謝意を表わします。

なお本実験は京都大学工学部機械工学教室佐藤研究室において行なつたものであることを付記する。

参 考 文 献

- 1) P. G. Poletavkin & N. A. Shapkin : Teplo-energetika, 5, 4 (1958-4), 54.
- 2) P. Griffith, J. A. Clark & W. M. Rohsenow : ASME Paper No. 58-HT-19 (1958-8).
- 3) D. P. Jordan & G. Leppert : Int. J. Heat Mass Transfer, 5 (1962-8), 751.
- 4) 佐藤・松村・岡田 : 日本機械学会第 714 回講演会, 前刷集 (1963-11), 93.
- 5) E. E. Duke & V. E. Schrock : Proc. 1961 Heat Transfer & Fluid Mech. Inst. (1961-6) 130.