



水平管における過度液体スラグによる衝撃力（第1報, 実験的研究）

著者	坂口 忠司, 小澤 守, 浜口 八朗, 西脇 文俊, 藤井 英二
雑誌名	日本機械学会論文集 (B編)
巻	51
号	465
ページ	1648-1653
発行年	1985-05
その他のタイトル	Impact Force by Transient Liquid Slug Flowing Out of Horizontal Pipes (1st Report, Experimental Study)
URL	http://hdl.handle.net/10112/4595

水平管における過渡液体スラグによる衝撃力*

(第1報, 実験的研究)

坂口 忠司**, 小澤 守**, 浜口 八朗***
西脇 文俊†, 藤井 英二††Impact Force by Transient Liquid Slug Flowing Out of Horizontal Pipes
(1st Report, Experimental Study)by Tadashi SAKAGUCHI, Mamoru OZAWA, Hachiro HAMAGUCHI,
Fumitoshi NISHIWAKI, and Eiji FUJII

An impact force of a transient liquid slug was measured in air-water horizontal two-phase flow system. The time response of the impact force was characterized by the initial impact force, maximum force, acting period of force and mean effective force which were discussed with reference to the volumetric liquid and gas fluxes and also to the flow characteristics of the transient slug flow in horizontal pipes.

Key Words: Multiphase Flow, Unsteady Flow, Slow Transient, Slug Flow, Impact Force, Momentum Flux

1. 緒 言

水平管内気液二相流の層状流あるいは波状流状態において、気体流量が階段状に増加すると一時的に液体スラグが発生することがある。この流動状態を過渡スラグ流と呼ぶ^{(1)~(4)}。この過渡液体スラグが管出口端より大気中あるいは容器内に流出するとき、層状流ないし波状流では想像できない大きな反力を配管系に及ぼすとともに、そこにある構造物に衝突して、それにも予期しない大きな衝撃力を及ぼし、それを損傷する可能性がある。したがって過渡液体スラグの衝撃力ないし運動量についてその特性を解明することは二相流関連機器の安全性に関連して重要なことである。しかしながら過渡液体スラグの衝撃力に関する研究結果はほとんど公表されていないようである。

本報では水平管から流出する過渡液体スラグによる衝撃力の動的挙動を実験的に解明した結果を報告する。

2. 過渡液体スラグ流の衝撃力の測定

2-1 実験装置と方法 過渡液体スラグが管出口端より大気中に流出し、構造物に衝突してそれに及ぼす力を図1に示す実験装置を用いて測定した。装置の主要部は水供給系、空気供給系、長さ8mの水平透明アクリル管である。空気流量の階段状増加は電磁弁を備えた補助管路を用いて行った⁽²⁾。アクリル管部には液体スラグ先端と後端の位置の時間的変化を測定するために0.5mおきに導電形電極を、1mおきに水位の時間的変化を測定する二線抵抗電極を、そして1.5mおきに管内圧力変化を測定する圧力変換器を設置した⁽²⁾⁽³⁾。さらに過渡液体スラグの衝撃力を計測するために Andeen-Griffith の方式⁽⁵⁾ にならって片持ばりに支えられた垂直平板(176mm×225mm)を管出口端から管内径に等しい距離をおいて設置した。片持ばり

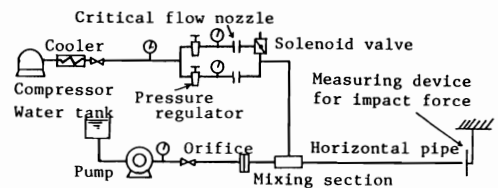


図1 実験装置

* 昭和60年4月1日 第62期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和59年10月31日。

** 正員、神戸大学工学部 (〒657 神戸市灘区六甲台町1-1)。

*** 正員、神戸大学教育学部 (〒657 神戸市灘区鶴甲3-11)。

† 正員、松下電器産業(株) (〒570 守口市八雲中町3-15)。

†† 正員、日本鋼管(株) (〒230 横浜市鶴見区末広町2-1)。

にはひずみゲージをはり付け、測定板に作用する力をひずみ量として検出し、動ひずみ計を介して電磁オシログラフに連続記録した。

実験範囲は大気圧状態での気体容積流束の変化前後の値と液体容積流束の値に対して、それぞれ $j_{goi} = 0.5 \text{ m/s}$ 、 $j_{gof} = 1.6 \sim 2.6 \text{ m/s}$ 、 $j_{lo} = 0.04 \sim 0.03 \text{ m/s}$ で、空気流量の変化前後の流動様式はともに層状流か波状流で、使用管径 D は 20, 30, 40 mm である。実験値の再現性は、後述の衝撃力の初期上昇値、最大値、作用時間に関してそれぞれ ± 3 , ± 7 , $\pm 6\%$ 程度のばらつき範囲内であった。

2.2 衝撃力測定装置系の応答特性 定常に作用する力に関しては、静的に加えた重りによる力とひずみ量との関係よりその校正曲線を求めることができる。しかし非定常に作用する力に対しては、必ずしもこの定常状態の力-ひずみ量関係がそのまま成立するとはかぎらない。過渡液体スラグが平板に衝突したときの流れの構造やそれによる付加質量の動的効果などがほとんど解明されていない現段階では、過渡液体スラグが平板に衝突した際の力の応答特性が水単相噴流が瞬時に衝突した際の応答で近似できると仮定して、水単相流を用いた測定系の応答試験結果を求め、それより過渡液体スラグによる力の応答を推定した。まず測定板上流側の遮へい板を瞬時に取り除いて一定流量の水単相噴流を測定板に衝突させたときの測定系の応答曲線 F_{me} を、そのときの管内平均流速 V_l 、管内面

積 A 、そして液体の密度 ρ_l による力 $\rho_l A V_l^2$ で正規化した応答例を図2に示す。ここで F_{me} はひずみ量を定常状態の力-ひずみ量校正関係を用いて換算した力である。いずれの場合も V_l にかかわらず最初の極大値に達する時間や行き過ぎ量はよく一致していて、ほぼ同じ応答とみなせる。そして初期の急変の後の定常状態では $F_{me}/\rho_l A V_l^2 \approx 1$ となっている。これは他の流量の水単相噴流の場合にも認められ、本実験の範囲では水単相噴流の定常状態での力の測定値は $\rho_l A V_l^2$ と一致している。さて図2の応答を二次遅れ応答と仮定して測定系の応答曲線 F_{me} と測定板への入力としての真の衝撃力 F の間の関係を次式の形で表す。

$$ad^2 F_{me}/dt^2 + bdF_{me}/dt + F_{me} = F \dots\dots\dots (1)$$

ここで t は時間、 a, b は定数である。これら F_{me} の曲線の各時間ごとの値を式(1)に代入して F を算出した結果、 $a=0.0006 \text{ s}^2$ 、 $b=0.018 \text{ s}$ とした場合に F は微小変動成分を伴った、時定数約 0.005 s の一次遅れに近い曲線となる。遮へい板を瞬時に取り除くにしてもこの程度の遅れはあるものとして、上記 a, b の値と式(1)を用いて本測定装置系の動的特性が表せるものと仮定した。そして液体スラグの力の測定方式が確立されていない現状では、この水単相流に対する特性をそのまま過渡スラグ流系に適用して力の動的挙動を明らかにすることも止むをえないこととして、本方式を過渡液体スラグの動的挙動の近似的測定法として用いることとした。

上記の手法を過渡液体スラグ流に適用した例を図3に示す。 F_{me} の曲線をその形状の変化に応じて 0.01 s あるいは 0.02 s 間隔で読みとり、式(1)を用いて F を算出した。得られた F は時間きざみの大きさや読みとり誤差などのためかなり変動しているのを、これを移動平均法で平滑化して衝撃力 F の曲線(実線)を得た。なお初期に顕著に現れている変動は測定系固有のものと思われる。そして3章以後の曲線はすべてこの手法で算出した F の応答曲線である。図3の丸印は式(1)に F の値を代入して得られた F_{me} で、それが元曲線と一致することを確認してある。

3. 過渡スラグ流の一般的特性

本報では、液体スラグ流出時の挙動を主として取扱うが、その特性が管内過渡スラグ流の流動特性と密接に関連しているのを、ここでは簡単に過渡スラグ流の流動特性について説明しておく。なお詳細は文献(2)~(4)に述べている。図4に示す過渡スラグ流において、液体スラグ前方のホールドアップ f_{is} は後方の最小ホールドアップ f_{im} よりもかなり大きく、液体スラ

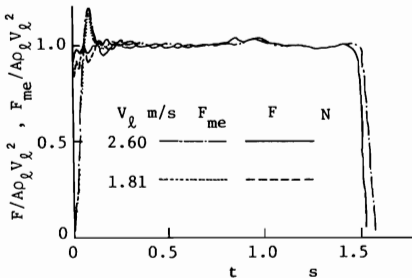


図2 測定装置系の応答特性

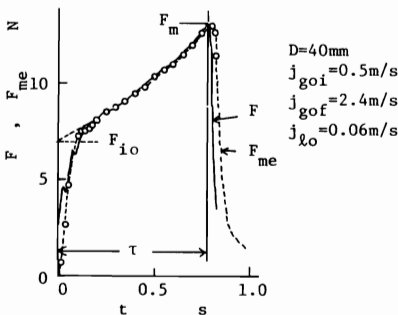


図3 過渡液体スラグによる衝撃力の推算例

グの移動に伴う液体のすくい上げ量も大きくなるため⁽⁶⁾⁽⁷⁾、液体スラグ先端速度 V_{ls} は後端速度 V_{gs} よりも大きい。したがって過渡液体スラグ長さ L_{ls} は増大し、先端が管出口端に達したとき最大になる。液体スラグの流出が始まると L_{ls} は大気泡先端の挙動に応じて減少していき、それとともに液体スラグ部の流動抵抗も減少していくので、大気泡部の圧力 P_g は低下し、気体は膨張していく。そして V_{gs} は時間とともに増加し、また液体スラグ内平均流速 V_l も増大していく。これらの L_{ls} , V_{gs} , V_{ls} , P_g の時間応答特性を図5~7の(b)~(d)に液体スラグ流出開始時を時間の原点にとって示す。なお図中の記号は一括して表1に記載している。また図中圧力 P_0 は大気圧である。

4. 過渡液体スラグによる衝撃力の応答特性とその管内流動特性との関係

ここでは過渡液体スラグによる力の応答を特徴づける諸特性量に及ぼす各種因子の影響について述べるとともに力の応答曲線と管内における過渡スラグ流の動的挙動との関係について述べる。

過渡液体スラグによる衝撃力 F の応答曲線を L_{ls} , V_{gs} , V_{ls} , $P_g - P_0$ の応答曲線とともに図5~7に示す。

一般に力 F の応答曲線には、液体スラグ先端が管出口から流出し始め、測定板に衝突するとともに急速に増加し、約0.1sのち、条件によって、直線状に

表1 図5~7における記号

$j_{\ell o}$ m/s	j_{gof} m/s					
	1.6	1.8	2.0	2.2	2.4	2.6
0.04			◆◆			
0.05			◆◆			
0.06	▽▽	▲▲	◇◇	○	□	◁▷
0.07			◆◆	●●		
0.08			◆◆	●●		

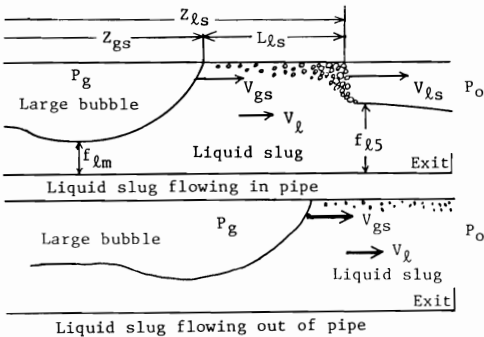


図4 過渡スラグ流のスケッチ

増加しさらに作用時間の終わり近くで急増して最大値に達し、液体スラグの流出完了とともに急速に低下する場合、あるいは終わり近くでの急増部分のない場合、また初期の急速な増大ののちほとんど増加の認められない場合がある。

このような応答を特徴づける特性量として図3に例示するように応答曲線における F の急上昇し始めて

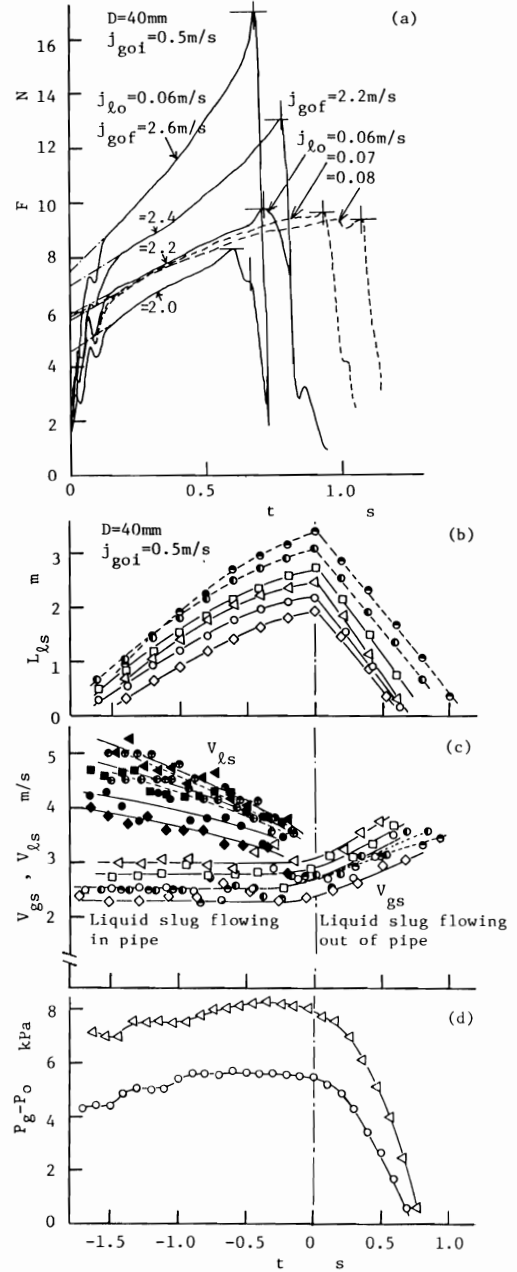


図5 衝撃力の応答特性と管内流動特性

から急降下し始めるまでの力の作用時間 τ , 微小変動を伴う初期の急上昇ののちのなめらかに変化し始める部分の外挿線と $t=0$ の縦軸との交点として定義した初期上昇値 F_{i0} , 力の最大値 F_m , 次式で表される液体スラグによる全運動量 M_l を考える。

$$M_l = \int_0^{\tau} F dt \dots\dots\dots (2)$$

液体スラグの衝撃力の精密な測定法のない現在でも, これらの特性量によって衝撃力の大きさの程度を推定することは可能と考えられる。なお F_{i0} , F_m , τ については図5~7に各値を求めた点を示しておく。

図5~7に示すように本実験範囲内では F_{i0} は j_{gof} と D の大きいほど大きいが, j_{i0} に対してはほとんど変化しない, F_m は j_{gof} と D の大きいほど大きく, j_{i0} に対してはわずかに小さくなっている。作用時間 τ は図5~7および図8に示すように j_{i0} に対しては長くなっているが, j_{gof} に対する変化状況は D によって異なり, D が小さいほど τ は j_{gof} の増加に対して急

速に減少するが, D が大きくなるとほとんど変化しない。液体スラグが及ぼす力の全積分量 M_l は図8に示すように j_{gof} , j_{i0} に対してそれらが大きいほど大きくなっている。

以上の過渡液体スラグによる衝撃力の諸特性は管内の過渡スラグ流の流動特性と密接に関連しているものと考えられる。両者の関係を定性的に論ずるとき, 液体スラグ中の気体の存在と非定常性を無視すれば, その量を定常水単相噴流による力の式

$$F = \rho_l A V_l^2 \dots\dots\dots (3)$$

に基づいて論ずることができるものと仮定し, 以下の考察を試みた。

F_{i0} は液体スラグ先端が管出口から流出し始めるとき ($t=0$) の V_l^2 にほぼ比例すると考える。 V_l はそのときの圧力下での入口での容積流速 j_{of} , j_l により次

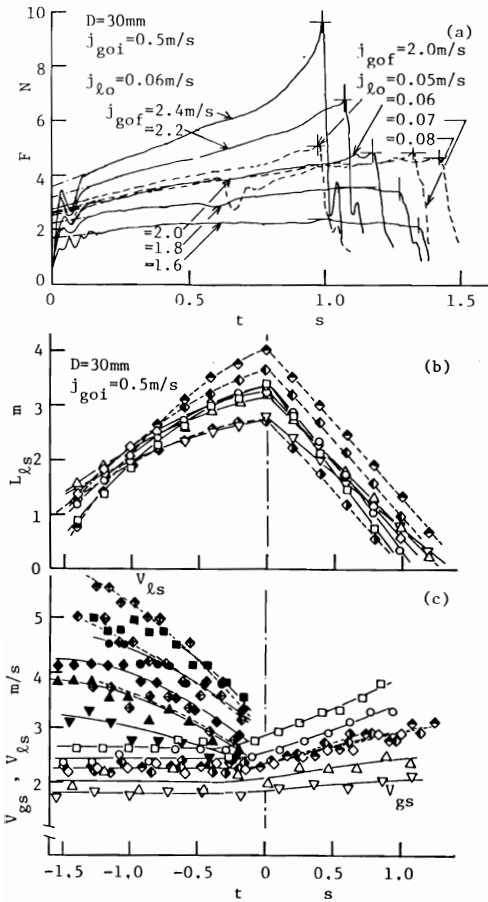


図6 衝撃力の応答特性と管内流動特性

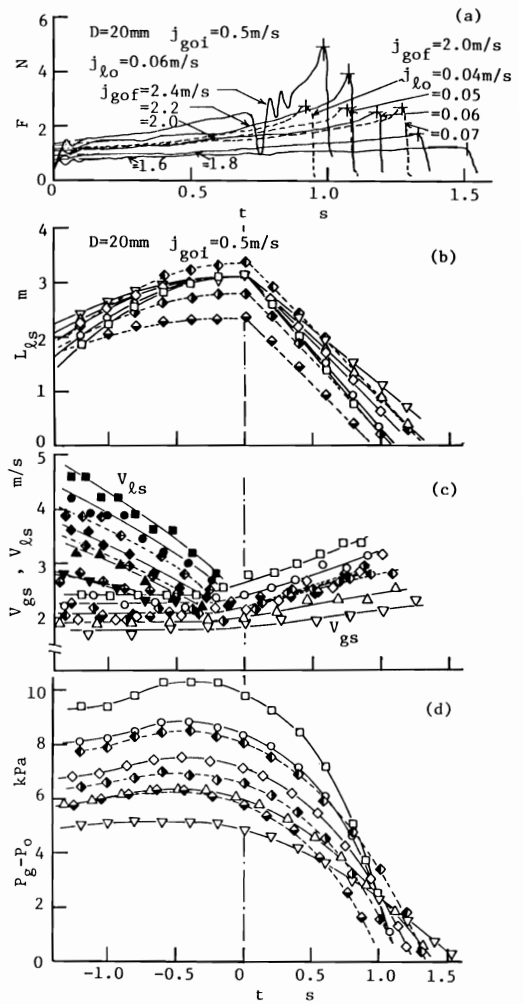


図7 衝撃力の応答特性と管内流動特性

式で与えられる。

$$V_i = j_{gof} + j_i \dots\dots\dots (4)$$

水を非圧縮性流体と仮定すると $j_i = j_{i0}$ とおける。一方、気体の密度は圧力によって変化するものとする。いま j_{i0} の一定のもとで、 j_{gof} が大きくなると、系内圧力 P_g が大気圧 P_0 に等しく一定なら j_{gf} は j_{gof} の増分だけ増加するが、液体スラグの存在により系内の圧力は大気圧よりも大きくなって j_{gf} は j_{gof} よりも小さくなる。したがって j_{gf} の増分は j_{gof} の増分より圧力上昇による変化量を差引いた値となる。本実験範囲では圧力上昇量 ($P_g - P_0$) による j_{gof} の減少分よりも j_{gof} の増分のほうがかなり大きいため、 j_{gof} の増加に対して j_{gf} は増加し、 V_i も増加して F_{i0} は j_{gof} に対して増加することになる。ついで j_{gof} 一定のもとで、 j_{i0} が大きくなると L_{i0} は大きくなり、液体スラグの流動抵抗も大きく、系内圧力も増加して j_{gf} は減少する。したがって V_i の増減は j_{i0} の増分と j_{gf} の減

分により変わることになる。本実験範囲ではこれら両者はほぼ等しく、相殺する形となって V_i は j_{i0} の増加に対してほとんど変化せず、 F_{i0} は j_{i0} に対してほぼ一定となっている。また管径の大きいほうが F_{i0} が大きくなる要因の一つは式(3)の A が大きいことである。

ついで F_m に関しては、その大きさが液体スラグ後端が管出口を流出し終えたときの V_i^2 にほぼ比例するにしても、液体スラグ流出中の V_i の値の推定は図5~7の測定結果だけからでは必ずしも容易ではなく、別報⁽⁷⁾の理論解析によらなければならない。

次に作用時間 τ について考える。 τ が液体スラグの流出時間に一致すると仮定するなら、 τ は

$$\tau = \int_0^{L_{i0}} \frac{1}{V_{gs}} dL \dots\dots\dots (5)$$

で表される。ここで L_{i0} は流出開始直前の液体スラグ長さであり、図5~7(b)における L_{i0} の最大値である。この L_{i0} が大きいほど流出時間は長くなり、 V_{gs} が大きいほど短くなる。図5~7(c)において、 V_{gs} の概算値として液体スラグ流出開始時と終了時の V_{gs} の算術平均値 \bar{V}_{gs} を用いて考えると、図8に示すように一般に j_{gof} が大きいほど \bar{V}_{gs} は大きく、 j_{i0} に対してはわずかに変化しているが、その量は微小で定性的には一定とみなしうる。一方 L_{i0} は j_{gof} に対して $D = 20$ mm ではほとんど変化せず、 $D = 30, 40$ mm では増加している。これに対して j_{i0} に関してはいずれの管でも L_{i0} は増加している。したがって τ は j_{i0} に対して増加し、 j_{gof} に対しては $D = 20$ mm のとき減少するのである。しかし $D = 30$ mm と 40 mm に関しては j_{gof} に対する L_{i0} と \bar{V}_{gs} の各変化曲線のこう配により異なり、 τ は $D = 30$ mm では減少するが、 $D = 40$ mm ではほとんど変化しなくなるのである。また $D = 40$ mm では j_{gof} に対する τ の値が $D = 20, 30$ mm の値よりも小さいのは \bar{V}_{gs} はいずれの D に対してもほぼ同じ値であるのに対して、 L_{i0} は $D = 20, 30$ mm に比べて $D = 40$ mm の場合のそれが小さいためである。

次に運動量 M_I について述べる。 M_I は j_{i0}, j_{gof} のいずれに対しても増大している。 M_I は式(2)に示すように F の応答曲線の積分値であるから、その形状より考察すると、 j_{i0} に対する F の応答曲線はほとんど同形で、 F_{i0}, F_m もほぼ一定なので、 M_I は τ によって決まる。したがって前述のように j_{i0} の大きいほど τ が大きくなるので、 M_I も大きくなる。また j_{gof} に対しては、 τ の変化によるよりも F_{i0}, F_m が大きくなる効果が支配的で、 M_I は大きくなっている。

なお F, V_{i0} などの応答曲線の形状については、別

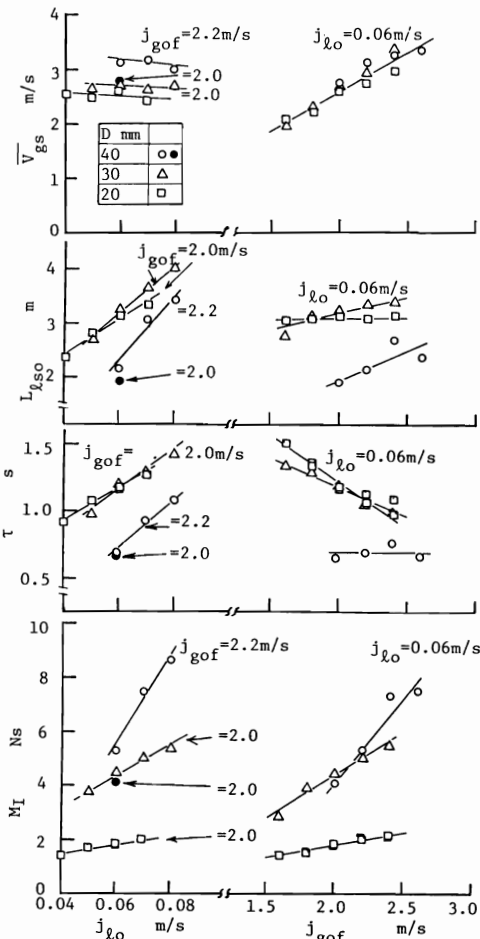


図8 $\bar{V}_{gs}, L_{i0}, \tau, M_I$ と j_{gof}, j_{i0} の関係

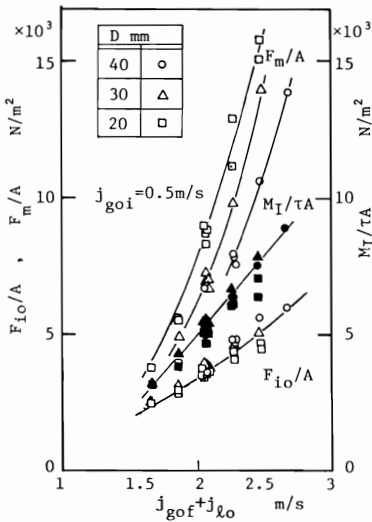


図9 諸特性量と全容積流束の関係

報⁷⁾の理論解析によって明らかにする。また V_{is} , V_{os} , L_{is} などに及ぼす j_{gof} , j_{io} , D の影響については、別報⁽²⁾⁻⁽⁴⁾に述べている。

ついでこれら各特性量のうち、 F_{io} , F_m , M_I について、全容積流束 ($j_{gof} + j_{io}$) と D の関係を図9に示す。式(1)を考慮して管断面積 A で除した衝撃力の初期上昇値 (F_{io}/A) と最大値 (F_m/A) はいずれも ($j_{gof} + j_{io}$) に対して増大している。各管の F_{io}/A の値はほぼ1本の曲線の囲りに分布している。これに対して F_m/A は管径の小さいほど大きな値となっている。衝撃力の平均作用力に相当する $M_I/\tau A$ は当然のことながら F_m/A と F_{io}/A の間にあつて、($j_{gof} + j_{io}$) に対して増加している。そして各管の $M_I/\tau A$ の値は F_{io}/A

と同じようにほぼ1本の曲線の囲りに分布している。また単位面積当たりの衝撃力の値は $2 \sim 15 \times 10^3 \text{ N/m}^2$ 程度であることがわかる。

5. 結 言

水平管内の過渡液体スラグが管外に流出して、平板に衝突したときの衝撃力を計測し、その応答曲線を示すとともに、その特性量として衝撃力の初期上昇値、最大値、作用時間そしてその全積分値を取り上げ、その特性を明らかにした。またそれらを管内過渡スラグ流の流動特性と関連づけて説明した。

本研究を遂行するにあたり、実験およびデータの分析に協力していただいた当時学生の鹿城弘史〔日産自動車(株)〕、住本雅英〔ソニー(株)〕、吉田雅彦〔日産自動車(株)〕、酒井康司〔松下電器産業(株)〕、斎藤良之〔神戸大学大学院〕の諸氏に感謝いたします。

文 献

- (1) Sakaguchi, T., ほか3名, *ASME Paper*, 73-WA/HT-21 (1973), 1.
- (2) Sakaguchi, T., ほか4名, *Proc. 17th Int. Cong. IAHR*, 1 (1977), 387.
- (3) Sakaguchi, T., ほか3名, *Multiphase Transport: Fundamentals, Reactor Safety*, 1 (1980), 45, Hemisphere Pub.
- (4) 坂口・ほか3名, *機論*, 50-460, B (昭59), 3199.
- (5) Andeen, G. B. and Griffith, P., *Trans. ASME, J. Heat Transfer*, 90-2 (1968), 211.
- (6) Dukler, A. E. and Hubbard, M. G., *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, 14-4 (1975), 337.
- (7) 坂口・ほか4名, *機械講演前刷* (第62期通常総会講演会), 論文 No. 84-0517 B (昭60-4).