

ASTM規格に基づくキャビテーション噴流法と 磁歪振動法による壊食の比較*

服部修次*¹, 前川紀英*¹, 桑原正明*²

Comparison of Cavitation Erosion between Cavitating Jet and Vibratory Methods Specified in ASTM Standard

Shuji HATTORI*³, Norihide MAEKAWA and Masaaki KUWAHARA

*³Fukui University, Faculty of Engineering, 9-1, Bunkyo 3-Chome, Fukui, Fukui, 910-8507 Japan

Cavitation erosion was compared between cavitating jet and vibratory methods. It was found that the erosion by cavitating jets occurs 8 to 10 times as fast as that by the vibratory, thus the cavitating jet method is effective for the acceleration test. The erosion mechanisms produced in both apparatuses are the same, judging from the time interval of bubble collapse impact loads and the shape of pits. It was concluded that erosion is evaluated by the accumulated summation of squares of impact loads, not by the accumulated volume of pits for which it is obtained from the pit on the material surface exposed to cavitation for 1-5 seconds.

Key Words: Cavitation Erosion, Iron and Steel, Nonferrous Metal, Erosion, Cavitation, Cavitating Jet, Vibratory

1. 緒 言

ASTM規格に規定されている材料のキャビテーション壊食試験法には、キャビテーション噴流法(以下、噴流法)、磁歪振動法(以下、振動法)がある。噴流法は、水中に高速水を噴射し、噴流のまわりに生じるキャビテーションにより壊食試験を行う方法で、Lichtarowiczが考案したキャビテーション噴流法が1995年にASTM G 134⁽¹⁾として規格化された。祖山は、噴流法におけるキャビテーション強さにはキャビテーション数、上流圧力、下流圧力、ノズル直径、温度などが影響するとして、キャビテーション数と最適スタンドオフ距離の関係や、キャビテーション数と壊食量の関係などについて報告している⁽²⁾。しかし、噴流法はASTM規格での制定が1995年と遅かったために種々な材料のASTM規格に基づく壊食データがほとんどないのが現状である。

振動法⁽³⁾は、ASTM規格への制定は1980年(改訂1998年)と早く試験装置が安価で試験片の脱着も容易

であることから壊食データ数が豊富で、福井大学では材料、振幅、試験液を変えて行った数多くの実験データが蓄積されているが、流速などの流体力学パラメータが変化できない欠点がある。したがって、噴流法で得られた結果と振動法の結果を関連づけることができれば、これまでの振動法のデータを有効に活用できるものと考えられる。こうした点から、すでに山口ら⁽⁴⁾は6種類の材料を用いて振動法と噴流法のキャビテーション壊食量を比較しているが、噴流装置がASTM規格に規定されているものとは異なるために凡用性に乏しい欠点がある。

本研究では、ASTM規格で規定されている噴流法と振動法でキャビテーション壊食試験を行って壊食量を求めるとともに、両装置で発生する気泡崩壊による衝撃力の頻度分布から壊食量の評価を試みた。

2. 試験装置および方法

噴流法は、ASTM G 134-95⁽¹⁾に準じて作成した図1に示す試験水槽を使用した。図2は今回使用した市販ノズルの形状を示したもので、ASTMとは異なった構造である。本研究では、予備試験段階でASTMに基づく円板ノズルを作成して純アルミニウムの壊食試験を行ったところ、図2のノズルの結果と差がなか

* 原稿受付 2000年10月13日。

*¹ 正員, 福井大学工学部(☎910-8507 福井市文京3-9-1)。

*² 学生員, 福井大学大学院。

E-mail: hattori@mech.fukui-u.ac.jp

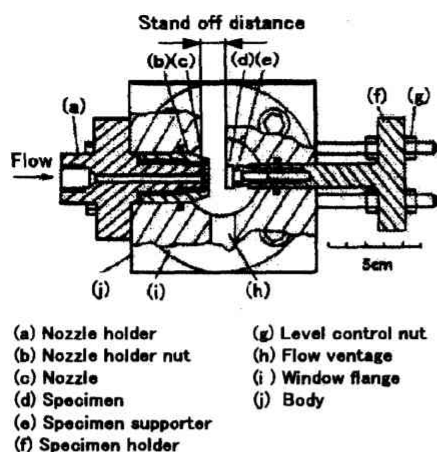


Fig. 1 Test chamber assembly

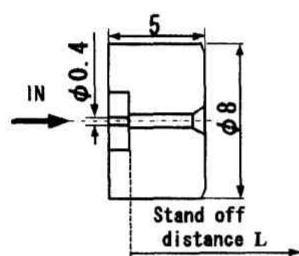


Fig. 2 Shape of nozzle

ったので、以下では図2に示すノズルを用いて試験を行った。試験はASTMに規定されている標準試験条件のキャピテーション数 $\sigma=0.025, 0.014$ 、上流(絶対)圧力17.4 MPa, 12.5 MPaで行った。単位時間当たりの流量を測定して流速に換算したところ180 m/s~156 m/sであった。試験液は水道水を用い、液温はタンク内に設けた冷却装置により25°C~30°Cに保持した。試験材料は純Al(A 1050 BD-H 14)、純銅(C 1100 BD-H)、一般構造用圧延鋼材SS 400で、化学成分を表1に、機械的性質を表2に示す。試験片は直径12 mmの丸棒を輪切りにして作成した。厚さ4 mmの円板に、試験片ホルダに固定するために凸部を設けたASTM規格通りの形状である。試験面はエメリー紙の1200番まで研磨した。

壊食量を最大にするスタンドオフ距離を得るために、図2のLで示すノズル先端と試験片のすき間を種々に変えて純アルミ試験片の30分後の質量減少量を求めた。図3はこの結果を示したもので、質量減少量は $\sigma=0.025, 0.014$ でそれぞれ $L=15\sim 17$ mm, 23~24 mmのときに最大となる。ASTM規格から求めたLの値は、それぞれ17, 22 mmで、本研究で得られた値はほぼ妥当であると考えられる。また、 $\sigma=0.014$, P_u (上流圧)=12.5 MPaの○印のピーク値は47.0 mg/hとなり、ASTM規格に示されている38.0

Table 1 Chemical composition wt%

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Al
Al	0.07	0.14	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	BAL
Cu			99.95						

	C	Si	Mn	P	S
SS400	0.16	0.24	0.74	0.17	0.11

Table 2 Mechanical properties

Material	ρ g/cm ³	E GPa	σ_B MPa	HV HV0.2
Al	2.71	71	121	46
Cu	8.96	129	328	121
SS400	7.87	206	451	201

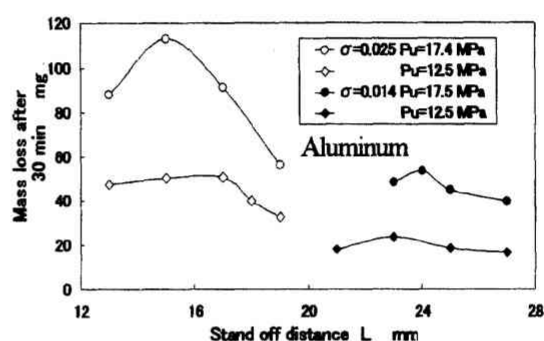


Fig. 3 Mass loss after 30 min as a function of stand off distance

mg/h(Al合金PA2)とよく似た値となる。以下では $\sigma=0.025, P_u=17.4$ MPaを用いて最大質量減少量を示す $L=15$ mmで各種の材料の壊食試験を行った。

振動法は、ASTM G 32-98⁽³⁾に基づく試験装置を用いて対向二面方式で行った。振動子の増幅ホーン先端には耐壊食性に優れた直径16 mmのSUS 304製のディスクを取り付け、このディスクと平行に1 mm隔てて直径12 mmの試験片を対向させた。ディスクの全振幅は50 μ m、振動子の共振周波数は19.5 kHzである。試験液はイオン交換水を用い、恒温装置を用いて液温を25 \pm 1°Cに保持した。

3. 実験結果及び考察

3.1 小型センサの開発 壊食試験に先立ち、噴流法でも気泡崩壊圧が測定できるようにこれまでのセンサ⁽⁵⁾の小型化を検討した。図4(a)はこれまでのセンサの構造図である。比較的加工が容易であること、センサを検定するために鋼球落下試験をしたとき入力圧の圧縮波形と反射棒の下端からの引張り波が干渉しないような長さで設計した。すなわち、波形干渉が生じるのかどうかの反射棒の限界長さ L_c は次式で与えら

れる。

$$L_c = \frac{(\Delta t \cdot c)}{4}$$

ここで、 Δt は衝撃力の保持時間、 c は縦波の伝ば速度である。 Δt は、鋼球落下の場合は10~15 μ sであるので、反射棒の限界長さは15 mmであった⁽⁶⁾。キャビテーション気泡崩壊圧では $\Delta t=2\sim3 \mu$ sとなるので、キャビテーション試験装置として用いれば受圧棒の限界長さ L_c は3 mmまで短くできることが考えられる。図4(b)はこのようにして改良を加えた小型センサである。したがって、あらかじめ従来のセンサで求めておいた衝撃力の頻度分布に小型センサの分布を重ね合わせることで小型センサの検定式を得ることができる。

図5は、両センサを振動法によるキャビテーションに1分間さらしたときの衝撃力の頻度分布(サンプリング間隔100 μ s)を重ね合わせたもので、両センサの分布は極めてよく似ている。検定式は従来のセンサでは $F=3.11V$ 、小型センサでは $F=3.89V$ となつて

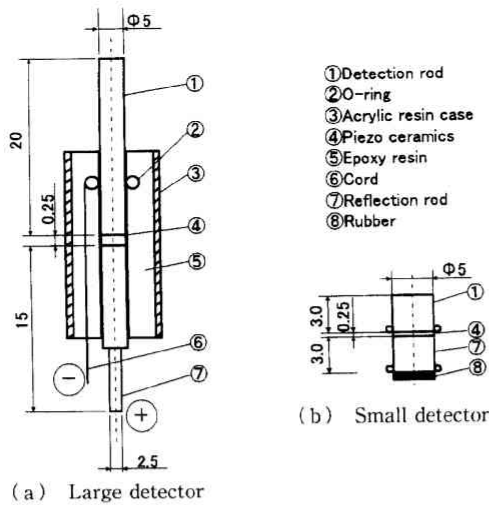


Fig. 4 Structure of the detectors

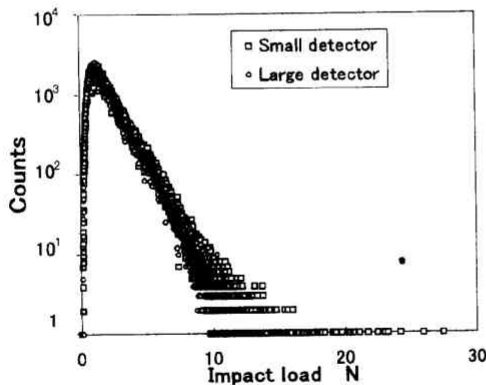


Fig. 5 Distribution of impact loads

精度よく求めることができる。

3.2 噴流法と振動法の壊食の比較 図6は、純アルミの試験片を噴流法では10分間、振動法では1時間さらした後の壊食面をタリサーフ表面あらさ計で測定した壊食面形状である。噴流法ではキャビテーション気泡群が衝突する中心部はほとんど壊食せずに中心から約1~3 mm離れた箇所が著しく壊食してW字形となる。一方、振動法では試験面全体にわたって一様に壊食される。

壊食量は、質量減少量を測定し、材料の密度、壊食面積、試験時間で除したMDPR(平均壊食深さ速度)で整理した。ただし、噴流法による壊食面形状はW字形になっているので、粗さ曲線上で壊食の生じている直径6 mmの領域が一様に壊食したものと取り扱った。振動法では壊食面が一様に壊食されるので、試験片の直径12 mmに相当する全面積で除してMDPRを求めた。図7は、噴流法によるMDPR曲線である。いずれの材料も初期に急速に増加してピーク値を示した後、減少もしくは一定値となる傾向を示

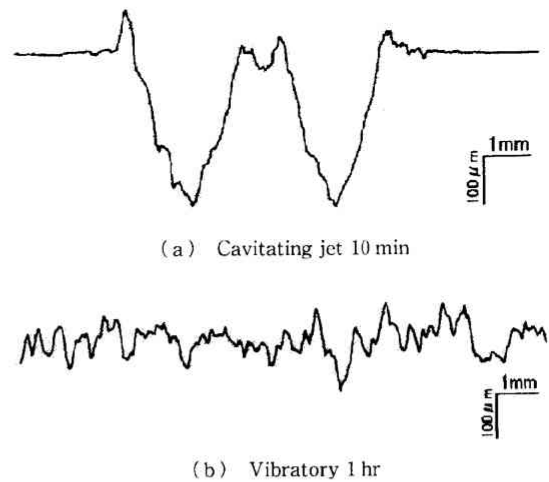


Fig. 6 Profiles of eroded surface (Al)

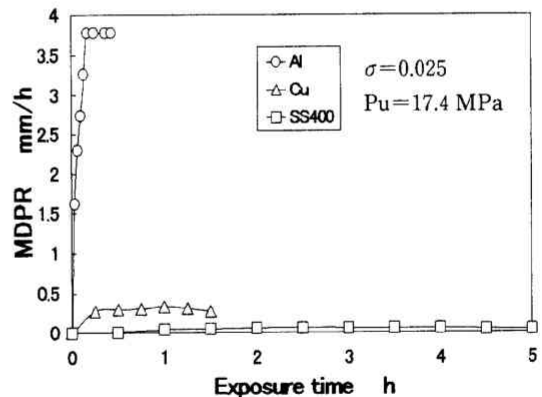


Fig. 7 MDPR curves (Cavitating jet)

す。ピーク値 $MDPR_{max}$ は、純アルミ、純銅、SS 400 でそれぞれ 3.78 mm/hr, 0.337 mm/hr, 0.060 4 mm/hr である。一方、振動法の対向二面方式による壊食試験結果を図 8 に示す。 $MDPR_{max}$ は、純アルミ、純銅、SS 400 でそれぞれ、0.196 mm/hr, 0.044 4 mm/hr, 0.006 30 m/hr となる。軟質材料の純アルミでピーク後急速に減少するのは、凹凸の大きい壊食面が形成され、谷の部分に集積した気泡によりクッション効果が生じて崩壊圧が緩和されるためである。振動法に対する噴流法の $MDPR_{max}$ は、純アルミ、純銅、SS 400 でそれぞれ 18.9, 7.59, 9.57 倍で、純アルミで $MDPR_{max}$ の比が大きいのは、磁歪振動法では壊食面での大きい凹凸の数が噴流法に比べ多いためにクッション効果が生じやすく $MDPR_{max}$ の値を小さくしたためと考えられる。このように、噴流法は純アルミの結果を除けば 8~10 倍速く壊食して加速試験法として極めて有効である。また、噴流法による中心部から約 2 mm 離れた最も深く壊食する箇所では 16~20 倍速く壊食することになる。

図 9 は、今回作成した小型センサを噴流法と振動法

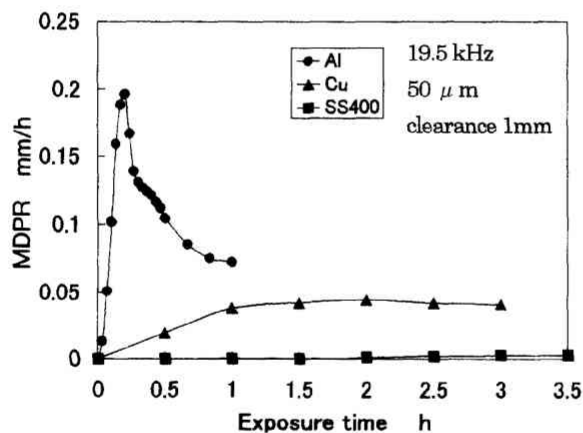


Fig. 8 MDPR curves (Vibratory)

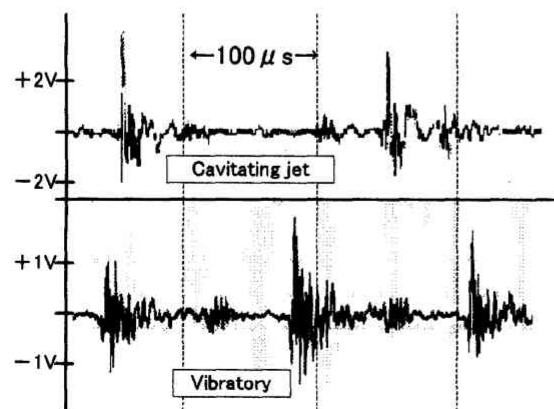


Fig. 9 Comparison of output wave

のキャビテーションにさらしたときに得られた出力波形の一例である。ただし、原波形から水圧成分をハイパスフィルタによって除去した後の波形を示している。噴流法では約 3 V の、振動法では約 1.5 V の衝撃力が観察される。また、パルス幅はごく短時間(数 μ s)で作用しており、大変よく似た形状の波形が観察される。図 10 は、小型センサによって 1 分間計測した波形を FFT アナライザで解析した結果である。噴流法キャビテーションの場合は 180 kHz(換算波形保持時間 2.8 μ s)で、磁歪振動の場合は、135 kHz(3.7 μ s)でピーク値が現れる。装置によるキャビテーション衝撃力の作用時間はそれほど変わらないことを示している。

図 4(b) に示すセンサの受圧部を純アルミ、純銅で、反射部を純銅で作成し、それぞれの試験装置で、純アルミのセンサでは 1 秒間、純銅では 5 秒間キャビテーションにさらした。図 11 は干渉顕微鏡による純アルミの観察結果である。噴流法で生じたピットは振動法のピットよりも約 5 倍大きいが、両装置ともほぼ同じような円形のピットとなっている。

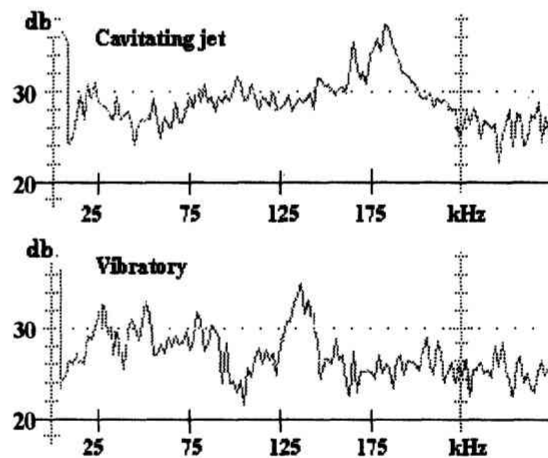


Fig. 10 FFT analyses of output wave

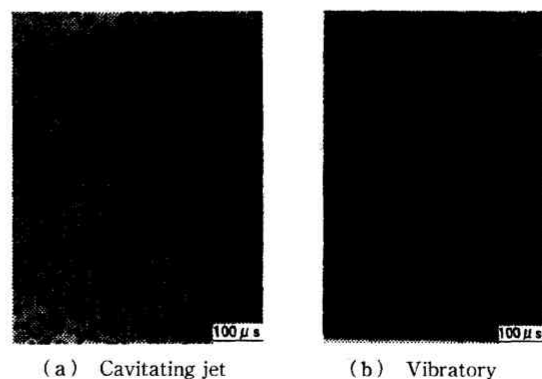


Fig. 11 Erosion pit observed on aluminum specimen by interferential microscopy

図12は、干渉縞(1つの縞当りの深さ0.25 μm)からピットの直径とピット深さを求めてプロットしたものである。ピットの直径とピット深さの関係は、材料、試験方法によらず原点を通る一本の直線で表示できる。直線の勾配は約4/100で、これまで Filali らが Cavermod 装置で得られた結果⁽⁶⁾の1/100よりもやや急勾配になっている。このように、衝撃力の保持時間、ピットの形状、ピット直径と深さの関係等を総合して判断して、両試験方法で発生した気泡の崩壊は、強さの差はあるもののほぼ同様に生じているものと考えられる。

3.3 壊食量の評価 噴流法と振動法によるMDPRの違いをピット発生率や気泡崩壊時の衝撃力の頻度分布から検討した。図11で測定したピットと同時に計測した衝撃力を大きいものから順に10個対応させた結果を図13に示す。縦軸はピット面積である。純アルミと純銅は、別々の直線となるが、両材料とも噴流法の結果は振動法の延長線上に位置している。また、従来の報告⁽⁷⁾と同様にピットの発生に対する衝撃力の下限界値の存在が認められる。

図14は衝撃力センサーを噴流法と振動法のキャビテーションに1分間さらした時の衝撃力の個数分布で

ある。噴流法では大きな衝撃力が数多く分布しているのに対して振動法では1~2Nの衝撃力が数多く発生している。また、衝撃力のばらつきを考慮し、最も大きいものから10番目の衝撃力を比較すると、噴流法は振動法の約2.0倍である。

ピットの大きさ分布からMDPR_{max}を推定することを試みた。図13のピット発生の下限界衝撃力以上の衝撃力がピット形成に寄与するとして、図14から下限界値以上の衝撃力と個数を求める。衝撃力がわかれば図13からピット直径が算出できるので、図12と組合せてそれぞれの衝撃力に対するピット体積が求められる。さらに、それぞれの衝撃力に対するピット体積と個数からピット体積の総和が得られることになる。図15はこのようにして求めた1分間当たりのピット体積の総和とMDPR_{max}の関係を示したものである。直線関係は得られるが必ずしも、原点を通っていない。このことはピット体積が零の場合でも壊食が進行することを意味し、ピット体積からはMDPR_{max}を評価できないことを示している。この結果は、図13に示すピット形成の下限界以下の衝撃力の影響を無視

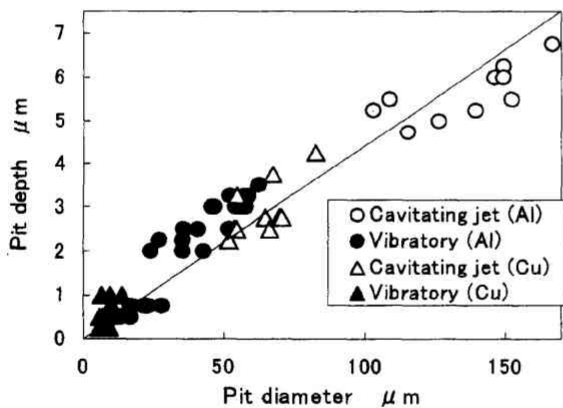


Fig. 12 Relation between diameter and depth of pits

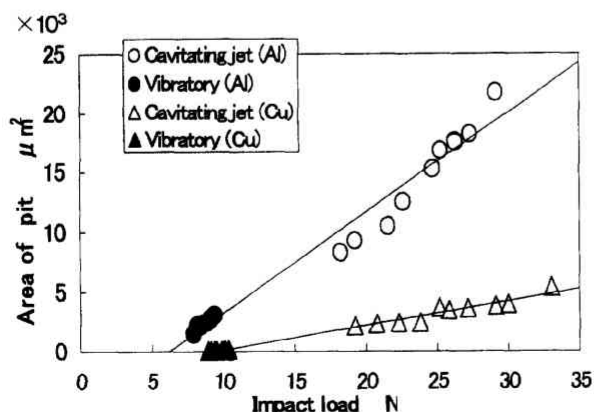


Fig. 13 Relation between pit area and impact load

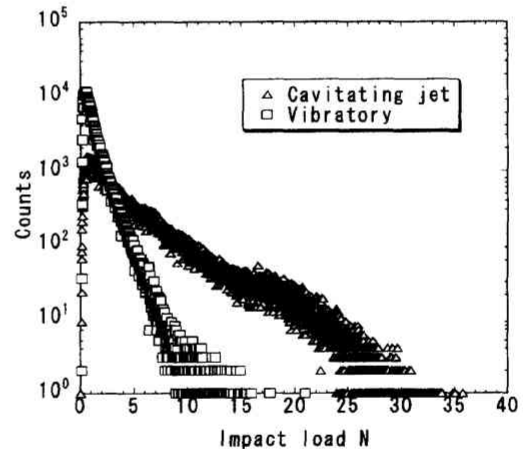


Fig. 14 Distribution of impact loads

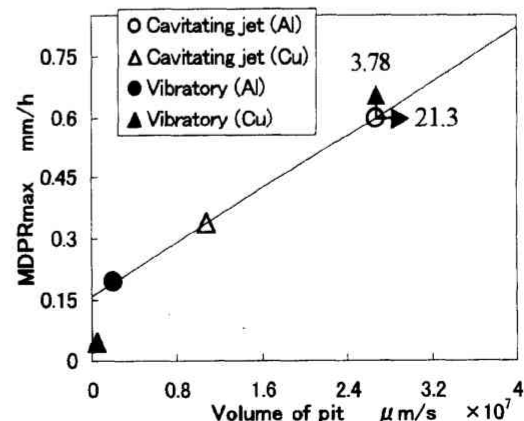
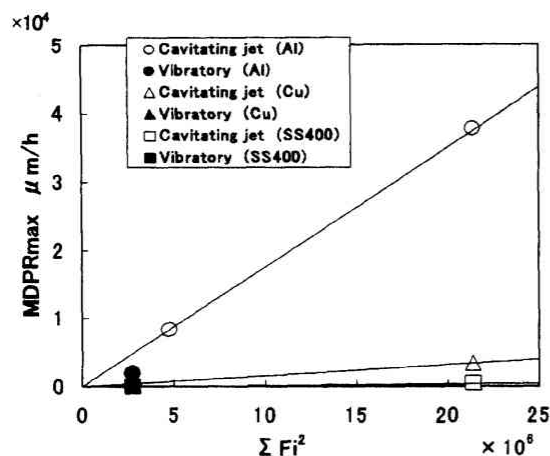


Fig. 15 Relation between volume of pit and MDPR

Fig. 16 Relation between ΣFi^2 and MDPR

したために生じたものと考えられる。

これまで、ピットを形成させる衝撃力の下限界以下の衝撃力でもキャビテーション壊食が疲労破壊的に進行することから、変動荷重下の修正マイナー則を適用して衝撃エネルギー相当量 ΣFi^2 がキャビテーション壊食の評価パラメータになることを報告した⁽⁷⁾。図16は ΣFi^2 と $MDPR_{max}$ の関係を示したものである。図16中の ΣFi^2 が4.77を示す○印の値は、 $\sigma=0.025$ 、 $Pu=17.4$ MPa、 $L=14$ mmで別に試験した結果である。材料により異なるものの、原点を通る一本の直線で表示できる。このことは、試験装置や試験条件が異なっても試験材料が同じであれば、衝撃力の頻度分布から壊食量が求まることを示している。なお、●印が直線から離れているのは、先に述べたように純アルミを用いて磁歪振動装置で壊食試験を行うと試験片表面に大きい凹凸が形成され、気泡が谷部にフィックスされるため生じるクッション効果によって $MDPR_{max}$ が小さくなることによる。

従来、キャビテーション壊食に大きく影響するのは数が少ない大きな衝撃力なのか、数多い小さな衝撃力なのかという議論がある。図17は、衝撃力と、その衝撃力の2乗と個数の積の関係で、 ΣFi^2 の値の Fi に関する密度関数を示している。噴流法では衝撃力が約12 Nで、振動法では衝撃力が約2 Nで ($Fi^2 \times$ 個数) が最大値となる。キャビテーション壊食では、数少ない大きな衝撃力よりも多数の小さな衝撃力が大きく寄与しているようである。

4. 結 言

ASTM G 134-95に基づくキャビテーション噴流

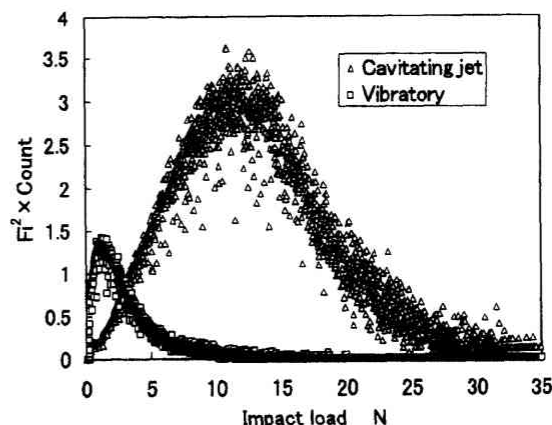


Fig. 17 Energy distribution

法と、ASTM G 32-92に基づく振動法(対向二面方式)で壊食試験を行って両者の壊食量を比較したところ、次の諸点が明らかになった。

1. 噴流法は極めて有効な壊食試験であり、 $MDPR_{max}$ (平均壊食深さ速度のピーク値)は、振動法に比べて8~10倍、最も深く壊食する箇所では16~20倍速く壊食する。

2. 両試験法での気泡崩壊時の衝撃力の保持時間、壊食ピットの形状、ピット直径と深さの関係等から判断すると、両試験法で発生する気泡の崩壊は強さの比が2.0倍あるがほぼ同じように生じている。

3. 壊食定常期のMDPRは、キャビテーションに1~5秒間程度さらした材料表面上に発生するピットから求めた壊食体積から予測するのは困難であり、衝撃力の頻度分布から求めた ΣFi^2 (Fi ; 個々の気泡崩壊による衝撃力)とよい相関性を示す。

本研究を行うにあたり、(株)荏原総合研究所の宮坂松甫氏、(株)荏原製作所の斎藤純夫氏のご協力を賜った。関係各位に対しここに謝意を表する。

文 献

- (1) ASTM Disignation, G 134-95, (2000), 561-572, Annual Book of ASTM Standards.
- (2) 祖山均, 材料, 47-4 (1998), 381-387.
- (3) ASTM Disignation, G 32-98, (2000), 107-120, Annual Book of ASTM Standards.
- (4) 山口惇・ほか3名, 油圧と空気圧, 23-7 (1992), 134-142.
- (5) 森啓之・柴田勝博・服部修次・岡田庸敬, 機論, 62-600, A (1996) 1820-1826.
- (6) Filali, E. G. and Michel, J. M., *Trans. ASME, J. Fluids Eng.*, 121-6 (1999), 305-311.
- (7) Hattori, S., Mori H. and Okada, T. *Trans. ASME, J. Fluids Eng.*, 120-3 (1998), 179-185.
- (8) 服部修次, 噴流工学, 15-2 (1998), 38-45.