キャビテーション噴流による材料試験と表面改質†

祖 山 均*

Material Testing and Surface Modification by Using Cavitating Jet

by

Hitoshi SOYAMA*

Key words: Cavitation, Erosion, Material testing, Surface modification, Jet

1 はじめに

キャビテーションは、キャビテーション気泡の崩壊時に数 GPa に及ぶ高衝撃圧を発生し^{1), 2)}流体機械に損傷、振動、性能低下をもたらす³⁾なかでも、機械に致命的損傷をもたらす激しいキャビテーション壊食⁴⁾の予測法の確立が工業界から切望されており、その試みも行われている^{5)~8)}また、キャビテーションが有する金属材料に損傷を与えるような強力なエネルギーの有効利用が試みられている⁹⁾

周知のように、キャビテーション壊食は、流体力学、材料工学、電気化学的因子が複雑に絡み合った現象であり¹⁰⁾機械的衝撃作用とともに腐食・化学作用も無視できない。ここでは、流速が大なる場合などキャビテーション気泡の崩壊による機械的衝撃作用がキャビテーション壊食の主因子である場合について主として取り上げ、これを以下では単に壊食（エロージョン）と呼ぶことにする。

壊食の定量的予測は、キャビテーション衝撃力の計測^{2), 11)~16)}や壊食の初期段階に発生する塑性変形ピットの大きさの測定^{2), 17)~21)}などからキャビテーション強さを計測し、これと材料の耐キャビテーション性から各条件における壊食率を求めようとするものである。そのためには、材料の耐キャビテーション性を評価する材料試験が必要不可欠である。従来、キャビテーション材料試験法としては振動式試験装置による ASTM G32²²⁾が使用されてきた。しかしながら、同規格では、回流水槽試験などに比べて、試験時間が極端に短時間で済む利点があるが、キャビテーションの発生機構が振動式であるために、壊食の重要な支配因子である流速や寸法などの影響を試験することができない。Lichtarowicz が考案した²³⁾キャビテーション噴流を用いた壊食試験法は、短時間で壊食を生じるとともに、ノズル上流側圧力および下流側圧力やノズル直径を変化させることにより、壊食に係わる流速効果や寸法効果などを調べることが可能である。これらの利点から、ASTM G2 摩耗と壊食に関する委員会の G02.10 固体と液体による壊食に関する分科会により、ASTM G134²⁴⁾として規格化された。

キャビテーション噴流は、キャビテーションの有効利用の観点から、流体力学的パラメータによりキャビテーション衝撃力を制御できるので工業上の有用性が高い。既にキャビテーションの利用例としては、油質の乳化、超音波キャビテーションやキャビテーション噴流による洗浄²⁵⁾などがあり、キャビテーション噴流はステンレス鋼の残留応力改善にも応用されつつある^{26), 27)}また、近年、超音波キャビテーションを利用したアモルファス金属微粒子の生成²⁸⁾やフラーレン C60 の合成などが成功しており、キャビテーション噴流はキャビテーション強さを任意に制御できるので、これらの分野への応用も検討されよう。

ここでは、筆者が日本学術振興会海外特別研究員として、ASTM G134 の規格化に尽力した Lichtarowicz とノッティンガム大学において 2 年間にわたりキャビテーション噴流に関する共同研究を行うなかで得た知見について述べる。ASTM G134 の活用、あるいは、キャビテーション噴流の有効利用の一助としていただければ幸いである。

2 キャビテーション噴流

2・1 キャビテーション噴流の支配パラメータ

まず、キャビテーション噴流について簡単に述べる。キャビテーションとは、流動する液体の低圧部分に液相から気相が発生する局所的相変化が発生する現象である。類似の現象に、沸騰および脱気があるが、沸騰は加熱に起因する現象であり、脱気では流速がほぼ 0 であることから、これらとキャビテーションは区別される。キャビテーション流れの支配パラメータであるキャビテーション係数 σ は、キャビテーション噴流のようなノズルあるいはオリフィス流れの場合は、ノズル上流側圧力 p_1 、下流側圧力 p_2 、および、試料水の飽和蒸気圧 p_v から次式のように定義される。

$$\sigma = \frac{p_2 - p_v}{p_1 - p_2} \equiv \frac{p_2}{p_1} \quad (1)$$

なお、キャビテーション噴流では、 $p_1 \gg p_2 \gg p_v$ であるので、式 (1) のように簡略化して表せる。

次に異なるノズル形状 A , B (各々のノズル直径 d ,

† 原稿受理 平成 9 年 8 月 5 日 Received Aug. 5, 1997

* 正 会 員 東北大学大学院工学研究科機械知能工学専攻 〒980-8579 仙台市青葉区荒巻字青葉, Dept. Machine Intelligence and Syst. Eng., Tohoku Univ., Aoba-ku, Sendai, 980-8579

流量係数 c_d は、添字 A, B を付して示す) のノズル直径について考えてみる。噴流の流量 Q および噴流のパワー P は、式 (2), (3) で表される。

$$Q = \frac{\pi d^2}{4} c_d \sqrt{\frac{2\Delta p}{\rho}} \quad (2)$$

$$P = Q \times \Delta p = \frac{\pi d^2}{4} c_d \sqrt{\frac{2}{\rho}} \Delta p^{1.5} \quad (3)$$

ここで、 Δp は圧力差 $p_1 - p_2$ 、 ρ は試料水の密度である。ノズル A, B において、圧力差 Δp が一定、かつ、パワー P が等しい場合は、

$$d_A \sqrt{c_{dA}} = d_B \sqrt{c_{dB}} \quad (4)$$

したがって、

$$d_e = d \sqrt{c_d} \quad (5)$$

(d_e : ノズル有効直径)

キャビテーション噴流が生じる壊食は、スタンドオフ距離とともに Fig. 1 のように変化し、壊食率はスタンドオフ距離の増大とともに、二つのピークを有する。^{2), 29)~31)} なお、キャビテーション噴流では、流れはノズル上流側角部からはく離し、スロート内部で再付着しないので、スタンドオフ距離は、ノズル上流側角部から衝突面までの距離とする。壊食率が極大値を示すピークのうち、ノズルから離れた方のピーク (第 2 ピーク) がキャビテーションの崩壊衝撃圧によるものであり、このスタンドオフ距離を最適スタンドオフ距離 s_{opt} と呼び、 s_{opt} はキャビテーション係数によって変化する。Fig. 1 から明らかに、最適スタンドオフ距離近傍において、壊食量のピークはノズル近傍のピーク (第 1 ピーク) に比べて比

較的に平坦になっており、最適スタンドオフ距離はスタンドオフ距離に敏感ではない。^{2), 31)} この事実は、キャビテーション噴流を利用する場合にスタンドオフ距離をシビアに制御する必要がないことを意味し、有効な利点である。なお、第 1 ピークの壊食は、気中水噴流と同様に、分裂した液塊による衝撃力などのキャビテーション崩壊衝撃圧とは異なる機構によると考えられている。

Fig. 2 には、最適スタンドオフ距離 s_{opt} とキャビテーション係数 σ の関係を種々のノズル形状および試験装置について示す。^{31)~35)} 図中、参考のために、コンカルノズルおよびシリンダリカルノズルからの噴流のキャビテーション長さ L も併せて示す。³⁶⁾ s_{opt} および L は、ノズル有効直径 d_e で無次元化している。ノズル形状および測定部

Fig. 1. Erosion rate changing with standoff distance (Aluminum alloy, $d = 2\text{mm}$, $p_1 = 12\text{MPa}$).

Fig. 2. Nondimensional optimum standoff distance and visible cavitating length as a function of cavitation number.

寸法, および, 試験条件が大きく異なっても, s_{opt} と σ は両対数グラフ上で直線関係にあり, 両者の関係は式 (6) によって表せる.

$$\frac{s_{opt}}{d_e} = c_1 \sigma^{-n} \quad (6)$$

ここで, c_1 と n はノズル形状や測定部に依存する定数である. なお, L と σ についても, s_{opt} と σ と同様な関係が成り立つ.^{36), 37)} Fig. 2 と式 (6) より, 最適スタンドオフ距離を概算できるので, これらはキャビテーション噴流を活用する上で非常に有用である.

2・2 キャビテーション噴流の様相

Fig. 3 は, キャビテーション噴流による衝撃圧発生機構の理解のために, PVDF フィルムを用いたセンサ¹⁶⁾により撮影した噴流衝突面で衝撃圧を発生している時のキャビテーションの噴流の様相を示す. 撮影には, せん光時間 $0.4\mu s$ のアルゴンフラッシュランプを用いている. 図中, キャビテーションは, 微細なキャビテーション気泡が集まった白い渦糸状もしくはクラウド状に見える. ノズルスロット内部もしくはノズル出口近傍から発達する噴流まわりのせん断層の低圧部にら旋渦キャビテーションが生じ,^{36), 37)} 下流に移動するのに伴い, ら旋渦キャビテーションが合体してクラウドキャビテーションとなる. クラウドキャビテーションは, 周期的に形成・放出される.³⁸⁾ クラウドキャビテーションは試験片表面に衝突し, 衝突面中心から広がるにつれてリング渦キャビテーションとして発達する. やがてリング渦キャビテーションは凹凸を生じて波打ち, その一部が衝突面に垂直に渦コアを持つ状態で崩壊する (Fig. 3 中の挿入図参照). なお, 白矢印で示した位置にセンサの感圧部分があり, 衝撃圧発生時にもキャビテーション気泡が存在して

Fig. 3. Impinging jet synchronized by PVDF sensor ($d = 2\text{mm}$, $\sigma = 0.03$, $p_1 = 12\text{MPa}$, $s = 40\text{mm}$).

いることが分る. このような微細気泡が集まったクラウドキャビテーションの崩壊時には, 同じ大きさの単一気泡に比べて著しく激しい衝撃力を発することが明らかになっている.^{4), 39)}

Fig. 4 には, 最適スタンドオフ距離におけるアルミニウム製試験片の典型的な壊食の様相を示す. 主たる壊食領域は, リング状を呈する. これは, 前述したように, キャビテーションが噴流衝突面上でリング渦キャビテーションとして発達した後に, 崩壊して壊食を生じるためである. 壊食の初期段階においては, Fig. 4 に示すように, 噴流衝突面の中心部は壊食を生じないが, 壊食が発達するにつれて, 主壊食領域のリングの幅が内周方向および外周方向へ拡大し, 中心部にもやがて壊食を生じるようになる. なお, 衝突面におけるキャビテーション係数を考慮することにより式 (6) の s_{opt} と σ の関係, および, 壊食痕がリング状である理由が説明される.³⁷⁾

Fig. 4. Erosion pattern (Aluminum alloy, $d = 0.4\text{mm}$, $\sigma = 0.014$, $p_1 = 15\text{MPa}$, $s = 17\text{mm}$, $t = 3\text{min}$).

翼形^{11), 20)} やポンプ^{4), 40), 41)} 弁^{42), 43)} などに生じる高壊食性キャビテーションを詳細に高速写真観察した結果, 激しい壊食は, キャビテーション噴流衝突面で見られるような材料表面に垂直に渦コアを持つ特異な渦キャビテーションによって生じることが明らかにされている. 周知のように, キャビテーションは, そのタイプにより, 初生則や壊食強さが大きく異なる⁴⁴⁾ ので, 実機に激しい壊食をもたらすタイプと同様なキャビテーションによって, 材料の評価試験を行うことが重要である.

3 キャビテーション噴流による材料試験

3・1 キャビテーション噴流式壊食試験装置

ASTM G134 “Standard Test Method for Erosion of Solid Materials by a Cavitating Liquid Jet”²⁴⁾ の試験装置および方法について述べる. まず, Fig. 5, 6 には, ASTM G134 の試験装置概要とその測定部を示す. 試料水は約 0.05m^3 のタンクに貯留し, これを最大吐出し圧力 21MPa , 最大吐出し容量 4.5 l/min のプランジャーポンプで加圧し, シリンドリカルノズルを通して試験部内に設置した試験片に噴射する. 試験片は, Fig. 7 に示すような形状で, 噴流衝突面の直径は 12mm である. ノズル上流側圧力 p_1 および下流側圧力 (測定部内の圧力)

Fig. 5. Test loop.

Fig. 6. Test chamber assembly.

Fig. 7. Specimen.

p_2 は、それぞれ流量調節弁によって制御し、圧力計により計測する。流量調節弁をノズル上流側、下流側ともに複数個使用することにより、弁における壊食が回避できるとともに、圧力の微調整が可能になる。Lichtarowicz は、下流側圧力調節弁に、キャブレタの原理を応用した空気の調圧弁を利用した機構を採用している。²⁴⁾

材料試験をする上で、再現性・信頼性を良くするために最も重要な留意点は、ノズルである。Fig. 8 には、シリンダリカルノズル内部の詳細を示す。ノズルスロート直径は 0.4mm、スロート長さは 1.22mm である。ASTM G134 では、ドリルで穴あけ加工をした金属平板のノズルプレートと、ノズル押えに挟み込んでシリンダリカルノズルとし、キャビテーション噴流の流量を決定するノズル

Fig. 8. Nozzle and nozzle holder.

ルスロート上流側角部は光学的にナイフエッジに仕上げるように指示している。この方法によると、比較的容易にノズルスロート直径および流量係数が一定のノズルを製作することが可能である。なお念のために、壊食試験の前後には、必ず流量係数をチェックしてエロージョン・コロージョン等により、ノズル直径が変化していないか確認する必要がある。複数個のノズルを用いて材料試験を行う場合には、ノズル直径が等しく、かつ、流量係数が等しいノズルプレートを用いるように、Lichtarowicz は強調していた。ノズルプレートを長時間使用すると、ノズルプレートの下流側側面のノズルスロート周囲およびノズル押え治具にエロージョン・コロージョンが生じる。これはノズルスロート内部ではないので、キャビテーション噴流の流量に直接影響しないが、注意が必要である。この壊食対策および穴あけ加工の精度を良くするために、ノズルプレートとノズル押え治具の材質には Nitronic60 を使用している。

Fig. 9 には、参考までに、ノッティンガム大学が有するノズル直径、試験片および測定部の寸法が ASTM G134 規格の 5 倍の大きさの大型キャビテーション噴流壊食試験装置の測定部を示す。^{2), 35)} 本装置は、耐キャビテーション被膜に用いられるコーティング剤等の通常の金属材料に比べて粒子径が極端に大きい材料の壊食試験やキャビテーション噴流の流体力学的研究のために製作されたものである。

Fig. 9. Large cavitating jet rig.^{2), 35)}

3・2 材料の代表的壊食率

周知のように、壊食率は、壊食の発達過程とともに大きく異なる。壊食の初期段階においては、一般に、質量欠損を生じずに塑性変形のみが繰り返され、やがて、疲労破壊が生じて質量欠損を生じる。したがって、材料の耐キャビテーション性を示す壊食率（壊食量の時間変化率）は、Fig. 10 に示すように時間とともに変化し、大略的に潜伏期、加速期、最大壊食期、減衰期に大別される。⁴⁵⁾したがって、材料の代表的な壊食率を定義する必要がある。壊食率は、Fig. 10 に示す質量損失の時間変化曲線において、各試験時刻における曲線の勾配で表される壊食率（Instantaneous erosion rate）と、原点を通る直線の勾配で表される累積壊食率（Cumulative erosion rate）の二通りが考えられる。ASTM G134 では、従来用いられてきた壊食率（Instantaneous erosion rate）は試験片の計量測定時間間隔に依存するのに対し、累積壊食率は計量時間間隔にほとんど依存しないので、累積壊食率が最大となる最大累積壊食率（Maximum cumulative erosion rate）を材料の耐キャビテーション性を表す代表的壊食率とすることを強く推奨している。

Fig. 10. Characteristic stages of cavitation erosion.

3・3 キャビテーション強さの主因子

材料試験の試験条件設定の参考として、キャビテーション強さに係わる主因子について記す。最適スタンドオフ距離に試験片を設置した場合、主にキャビテーション強さに係わる因子は、キャビテーション係数、ノズル上

流側圧力、ノズル下流側圧力、ノズル直径、温度などである。

Fig. 11 には、ノズル上流側圧力一定におけるキャビテーション係数と累積壊食率の関係を示す。一般に、キャビテーション係数が小なるほどキャビテーションが発達し、キャビテーションの発生領域も大となるが、累積壊食率は $\sigma = 0.014$ でピークを示す。清水らも同様に $\sigma = 0.014$ で壊食率が極大となることを報告している。⁴⁶⁾

キャビテーション係数一定の場合には、ノズル上流側圧力 p_1 が大なるほど壊食率は大きくなる。^{2), 24), 47)} また、ASTM G134 では、 $d = 0.4\text{mm}$ と規定されているが、壊食の寸法効果から予想されるように d が大なるほど壊食率も大となる。^{32), 47)} 試料水の温度 t_w については、ASTM G134 では、 $t_w = 308 \pm 1\text{ K}$ としているが、振動式壊食試験装置の結果と同様に、キャビテーション噴流による壊食でも $t_w \approx 323\text{ K}$ (50°C) で壊食率は極大となる。⁹⁾

Fig. 11. Mass loss as a function of cavitation number (Aluminum alloy, $d = 0.4\text{mm}$, $p_1 = 20\text{MPa}$, $t = 630\text{s}$).

4 キャビテーション噴流による表面改質

4・1 残留応力の改善

筆者らは、キャビテーション衝撃力を有効活用したキャビテーション噴流による残留応力の改善を明らかにし、²⁶⁾ 続いて、平野らも同様な効果を確認している。²⁷⁾ Fig. 12 には、ASTM G134 規格のキャビテーション噴流壊食試験装置を用いてピーニング加工したステンレス鋼製試験片表面の残留応力分布を示す。残留応力は、X 線回折法により同一位置における三方向の応力成分を計測し、主応力 σ_1 , σ_2 を算出している。⁴⁸⁾ 試験片表面は、旋盤仕上げであり、引張残留応力が生じている。キャビテーション噴流にさらすことにより、残留応力が引張りから圧縮に改善される。キャビテーション係数などのキャビテーション噴流の支配パラメータを制御すると、比較的低吐出し圧力で、ごく短時間に残留応力を改善できる。当然のことながら、長時間キャビテーション噴流にさらすと、いったん圧縮に改善された残留応力がやがて引張り残留応力となる。⁴⁹⁾ また、筆者らはキャビテーション噴流による残留応力改善の実用化を目的として、感圧紙法を用いて種々の曲面上のキャビテーション衝撃圧分布⁵⁰⁾ を明らか

Fig. 12. Principal stress of residual stress changing with exposure time (SUS304, $d = 0.4\text{mm}$, $\sigma = 0.01$, $p_1 = 20\text{MPa}$, $s = 20\text{mm}$).

にするとともに、キャビテーション・ノイズからキャビテーション噴流の非定常特性^{51), 52)}を明らかにしている。

4・2 耐食性の向上

キャビテーション噴流により炭素鋼の耐食性を向上できる。⁵³⁾ Table I と Fig. 13 には、電気化学的方法により計測した腐食電位 E_{corr} と分極曲線を示す。供試試験片は S45C で、試験溶液は 0.1mol/l Na_2SO_4 水溶液である。キャビテーション噴流による耐食性向上の比較試験として、(A) 噴流にさらさない場合、(B) キャビテーションが試験片に達しない噴流にさらした場合、(C) キャビテーション噴流にさらした場合の 3 条件について計測した。S45C の供試溶液中の腐食反応は、カソード分極曲線で電位軸に平行している部分（この電流密度を拡散限界電流密度という）が存在しているので、カソード支配である。Table I より、キャビテーション噴流にさらすことにより、腐食電位 E_{corr} が卑にシフトしていることが分る。カソード支配の腐食反応において、腐食電位 E_{corr} が卑にシフトすることは、拡散限界電流密度、すなわち、腐食電流密度が低下することを意味する。したがって、キャビテーション噴流は、炭素鋼の腐食速度を低下させて耐食性を向上させると言える。なお、アノード分極曲線と腐食電位から求めた腐食電流密度を図中に矢印で示すが、これもキャビテーション噴流にさらした場合 (C) は、A, B の場合に比べて腐食電流密度が小となることを示している。最適なキャビテーション噴流の条件と効果的な材料を選べば、キャビテーション噴流による飛躍的な耐食性の向上が可能であろう。

キャビテーション噴流が炭素鋼の耐食性を向上させる

Table I. Erosion potential of carbon steel S45C.

Condition	Cavitation number σ	Upstream pressure p_1 MPa	Standoff distance s mm	Erosion potential E_{corr} V vs. SHE
A	—	—	—	-0.394
B	0.04	15	17	-0.397
C	0.014	15	17	-0.413

Fig. 13. Electrochemical polarization curve (S45C, $d = 0.4\text{mm}$).

原因としては、金属微粒子表面をアモルファス化するようなキャビテーション気泡の崩壊による高温スポット²⁸⁾や局所の高衝撃圧が考えられる。表面仕上げや表面の残留応力などによって腐食電位が変化することから、高温スポットによる熱処理や局所の高衝撃圧によるピーニング効果が耐食性を向上させているのであろう。

5 おわりに

キャビテーション噴流による材料試験と表面改質は、材料力学と流体力学に跨る学際分野であり、両分野における的確な把握の融合が不可欠である。この解説が読者の今後の研究の参考になれば幸いである。なお、振動式^{22), 54), 55)}、回転円板式^{3), 56), 57)} および渦式^{58), 59)} 壊食試験については文献を参照されたい。

参 考 文 献

- 1) I. R. Jones and D. N. Edward, J. Fluid Mech., **7**, 596 (1960).
- 2) T. Momma and A. Lichtarowicz, Wear, **186-187**, 425 (1995).
- 3) 加藤洋治, “キャビテーション” (1990) 槇書店.
- 4) 祖山 均, 伊藤幸雄, 市岡丈彦, 浦西和夫, 加藤洋治, 大場利三郎, ターボ機械, **18**, 691 (1990).
- 5) 例えば, ターボ機械協会水力機械委員会ポンプのキャビテーション損傷研究分科会, 研究成果報告書 (1989, 1994, 1997); 文部省科学研究費補助金 (国際学術研究・共同研究) 成果報告書, 研究代表者 加藤洋治, “キャビテーション壊食の機構とその予測法の研究” (1997).
- 6) A. Karimi and R. Leo, Mater. Sci. Eng., **95**, 1 (1987).
- 7) M. K. De and F. G. Hammit, Trans. ASME, J. Fluid Eng., **104**, 434 (1982).
- 8) H. Kato, A. Konno, M. Maeda and H. Yamaguchi, Trans. ASME, J. Fluid Eng., **118**, 582 (1996).
- 9) 日本ウォータージェット学会キャビテーションジェット技術研究小委員会報告書, “キャビテーションジェットの基

- 礎と応用” (1996).
- 10) 日本機械学会編, “P-SC 115 混相流動場と損傷に関する調査研究分科会研究成果報告書” (1989).
 - 11) 伊藤幸雄, 大場利三郎, 祖山 均, 緒方宏幸, 岡村共由, 須藤純男, 池田隆治, 日本機械学会論文集, B-54, 2727 (1988).
 - 12) J. P. Franc, J. M. Michel, T. H. Nguyen and A. Karimi, Proc. 2nd Int. Symp. on Cavitation, 231 (1994).
 - 13) T. Okada, Y. Iwai, S. Hattori and N. Tanimura, Wear, **184**, 231 (1995).
 - 14) T. Okada, S. Hattori and M. Shimizu, Wear, **186-187**, 437 (1995).
 - 15) 寺崎尚嗣, 和田英典, 藤川重雄, 高杉信秀, 日本ウォータージェット学会第11回研究発表会講演会論文集, 49 (1996).
 - 16) 祖山 均, アンドリュウ・リヒタロビッチ, 門馬隆弘, 日本機械学会関西支部第72期定時総会講演会講演論文集, No.974-1, 5-39 (1997).
 - 17) D. R. Stinebring, J. W. Holl and R. E. A. Arndt, Trans. ASME, J. Fluid Eng., **102**, 481 (1980).
 - 18) H. Kato, Y. P. Ye and M. Maeda, Proc. 3rd Int. Symp. on Cavitation Noise and Erosion in Fluid Systems, ASME, **FED-Vol.88**, 79 (1989).
 - 19) B. Belahadj, J. P. Franc and J. M. Michel, Trans. ASME, J. Fluid Eng., **113**, 700 (1991).
 - 20) 祖山 均, 日本機械学会論文集, B-58, 3366 (1992).
 - 21) S. Lavigne, A. Retailleau and J. Woillez, Proc. Int. Symp. on Cavitation '95, 241 (1995).
 - 22) ASTM Designation G32-85, Annual Book of ASTM Standards, 03.02, 187 (1985).
 - 23) A. Lichtarowicz, Nature Physical Science, **239**, 63 (1972).
 - 24) ASTM Designation G134-95, ASTM, 1 (1996).
 - 25) 小林陵二, 新井田徳雄, 佐賀紀彦, 日本機械学会いわき地方講演会講演論文集, No.921-2, 71 (1992).
 - 26) 祖山 均, 山内由章, 井小萩利明, 大場利三郎, 佐藤一教, 進藤丈典, 大島亮一郎, 噴流工学, **13-1**, 25 (1996).
 - 27) 平野克彦, 榎本邦夫, 林 英策, 黒沢孝一, 材料, **45**, 740 (1996).
 - 28) K. S. Suslick, Ultrasonics, **30**, 171 (1992).
 - 29) 山内由章, 祖山 均, 安達保則, 佐藤一教, 進藤丈典, 大場利三郎, 山部正博, 大島亮一郎, 日本機械学会論文集, B-59, 16 (1993).
 - 30) 山内由章, 祖山 均, 佐藤一教, 井小萩利明, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-60, 736 (1994).
 - 31) 山内由章, 浅海研悟, 祖山 均, 佐藤一教, 井小萩利明, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-61, 785 (1995).
 - 32) W. Kleinbreuer, “Untersuchung der Werkstoffzerstörung durch Kavitation in Ölhydraulischen Systemen” (1979) Dokt.-Ingenieurs Technische Hochschule Aachen.
 - 33) A. Lichtarowicz, Proc. Cavitation Erosion in Fluid Systems, ASME, 153 (1981).
 - 34) A. Yamaguchi and S. Shimizu, Trans. ASME, J. Fluid Eng., **109**, 442 (1987).
 - 35) T. Momma and A. Lichtarowicz, Proc. 2nd ASME /JSME Nuclear Eng. Joint Conf., **2**, 877 (1993).
 - 36) H. Soyama, A. Lichtarowicz and T. Momma, Proc. ASME Fluid Eng. Div. Summer Meeting, **FED-Vol.236**, 415 (1996).
 - 37) H. Soyama and A. Lichtarowicz, 噴流工学, **13-2**, 9 (1996).
 - 38) 祖山 均, 山内由章, 安達保則, 佐藤一教, 進藤丈典, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-59, 1919 (1993).
 - 39) Y. C. Wang and C. E. Brennen, Proc. Cavitation and Gas Liquid Flow in Fluid Machinery and Devices, ASME, **FED-Vol.226**, 17 (1995).
 - 40) 祖山 均, 伊藤幸雄, 曹樹 良, 大場利三郎, ターボ機械, **21**, 215 (1993).
 - 41) 祖山 均, 李 受人, 外崎昌志, 浦西和夫, 加藤洋治, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-61, 3945 (1995).
 - 42) 祖山 均, 大場光太郎, 武田 渉, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-60, 1133 (1994).
 - 43) 祖山 均, 大場光太郎, 井小萩利明, 大場利三郎, ターボ機械, **23**, 315 (1995).
 - 44) 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-63, 2264 (1997).
 - 45) A. Thiruvengadam and H. S. Preiser, J. Ship Research, **8**, 39 (1964).
 - 46) 清水誠二, 谷岡邦宏, 池上範章, 春季油空圧講演会講演論文集, 5 (1997).
 - 47) 祖山 均, アンドリュウ・リヒタロビッチ, 日本ウォータージェット学会第11回研究発表会講演会論文集, 25 (1996).
 - 48) J. D. Park, H. Soyama, M. Saka and H. Abe, Proc. Far East Conf. on NDT, 501 (1997).
 - 49) 祖山 均, 朴 貞道, 坂 真澄, 阿部博之, 日本材料学会第9回破壊力学シンポジウム講演論文集, 184 (1997).
 - 50) 山内由章, 祖山 均, 安達保則, 佐藤一教, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-60, 2671 (1994).
 - 51) 安達保則, 祖山 均, 山内由章, 佐藤一教, 井小萩利明, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-60, 730 (1994).
 - 52) 安達保則, 祖山 均, 山内由章, 佐藤一教, 井小萩利明, 大場利三郎, 日本機械学会論文集, B-60, 2665 (1994).
 - 53) 祖山 均, 石川陽一, 坂 真澄, 阿部博之, 第9回キャビテーションに関するシンポジウム講演論文集, 27 (1997).
 - 54) 松村昌信, ターボ機械, **18**, 574 (1990).
 - 55) JIS R 1615, ファインセラミックスの高温・高圧環境試験方法 (1993).
 - 56) エロージョン・コロージョンと利用技術編集委員会編, “エロージョン・コロージョン”, 215 (1987) アイピーシー.
 - 57) Y. Lecoffre, La Cavitation, Hermes, 410 (1994).
 - 58) Y. Lecoffre, J. Marcoz and B. Valibouse, Proc. Cavitation Erosion in Fluid Systems, ASME, 133 (1981).
 - 59) M. A. Dominguez-Cortazar, J. P. Franc and J. M. Michel, Proc. 3rd Int. Conf. on Cavitation, 43 (1992).