



T. Yoshimura

気中ウォータージェットピーニングによる 表面改質技術の開発

吉村 敏彦*

1. はじめに

ウォータージェットピーニング (Water Jet Peening, 以下 WJP と称する。) は、水中ノズルより高圧水を噴射し、発生したキャビテーションの崩壊圧力を利用した引張残留応力低減技術であり、原子力プラントで発生する応力腐食割れ (SCC) を防止する技術として実プラントへの適用が図られている^{(1),(2)}。応力腐食割れは腐食環境、材料の鋭敏化、そして引張残留応力の三つの要素が重なって起こる現象である。

キャビテーションの崩壊圧力は 1000MPa 程度であることが知られている⁽³⁾。また、施工対象物表面に付与される圧縮残留応力は、最大 500MPa になることが報告されている。しかしながら、圧縮残留応力の測定は、通常 X 解回折^{(1),(2)}によって行われるが、測定時間や費用がかかるため、簡易な方法でキャビテーションの崩壊圧力を評価する手法の開発も望まれている。また、水中での WJP は、施工物を水に浸漬しなければならないが、原子力プラントのようにもともと炉水が存在する場合は問題ないが、一般の産業機器部材に施工する場合には作業性が低下する。そこで気中 WJP の技術が要求される。気中 WJP では、ノズル内に低圧噴流を設けキャビテーションを発生させる技術であるが、水中 WJP に比べて十分な衝撃圧力が得られていないのが現状である。

一方、ジェットエンジンや発電用タービンに用いられる圧縮機は、高圧力比化および大風量化に向けられた開発が進められている。このような過酷な負荷条件に曝される軸流圧縮機では、特に翼の長い初期動翼において、高い遠心力によりダブテール部の接触面圧が上昇する。この接触面圧の増加と、圧縮機翼に加わるガス曲げ力、空気振動等による振動応力により、翼ダブテールとホイールダブテール間のフレット疲労損傷が懸念され、フレット疲労損傷に対する長寿命化技術の開発が必要とされている⁽⁴⁾⁻⁽⁶⁾。

本研究では、以下のことを目的として研究を行った。

- ① レンガを用いた水中 WJP 及び気中 WJP におけるキャビテーション崩壊時の衝撃圧力評価方法の検討
- ② 高衝撃圧力の気中 WJP 技術の開発
- ③ 圧縮機動翼ダブテールにおけるフレット疲労寿命のウォータージェットピーニ

ングによる長寿命化に関する検討

2. WJP の原理

WJP は、水中でノズルより高圧水を噴射し、静止水との境界層で発生したキャビテーションを含むジェット (水中キャビテーションジェット) を金属表面に衝突させる。このキャビテーションが材料表面で崩壊する際に、約 1000MPa とも言われる非常に高い衝撃圧力を生じる⁽³⁾。この衝撃圧力と周囲の弾性拘束により、溶接などで発生した引張残留応力を、ショットピーニングと同様に低減させることができる。SCC は、Fig.1 に示すように、腐食環境、材料の鋭敏化、引張残留応力が重畳して起こる現象である。ここで、WJP 施工による引張残留応力を圧縮残留応力に変えることにより SCC を防止することができる。

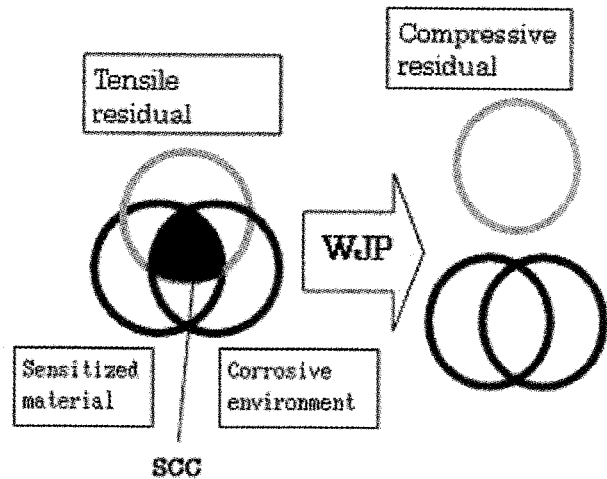


Fig.1 WJP の SCC への適用

3. レンガを用いたキャビテーションジェット 衝撃圧力評価

本 WJP 実験ではレンガを施工対象として、キャビテーションジェットによるレンガ表面の壊食形状により、衝撃圧力の大小を評価した。レンガを使った衝撃圧力の評価は行われておらず、より定量的な測定が可能になれば、容易かつ安価にキャビテーションジェットの研究を行うことが可能になると考えられる。

実際に水中 WJP を施工したレンガの様子を Fig.2 に示す。写真に見られるように、レンガ

は水中キャビテーションジェットによって壊食されるが、その壊食痕は中心部が細く深く掘り下げられ、その周囲が広く浅く壊食される。ここでは前者を掘り下げ部、後者を広がり部と呼ぶこととし、レンガ表面から掘り下げ部の底までの最大深さ h 、広がり部の最小直径を D_{min} 、最大直径を D_{max} とする。また、ノズル先端から施工対象までの距離をスタンドオフ距離 s とする。

水中 WJP の圧縮残留応力付与能力について、ノズル直径 2mm、水圧 70MPa として SUS304 に施工したとき、水中キャビテーション噴流中心部で約 500MPa、また施工中心から ±40mm のところで約 300MPa と、広範囲で圧縮残留応力が得られることが分かっている^{(1), (2)}。このことから、レンガに施工した際の広がり部においても十分な圧縮残留応力が得られる衝撃圧力がかかっていると考えられる。したがって、ここでは WJP の衝撃圧力を下記の式で評価する⁽⁷⁾。

評価値

$$E = D_{min} \times D_{max} \times h$$

本研究では、噴射距離に伴う壊食の進展を調べるために、スタンドオフ距離を 5~150mm まで変化させて実験を行った。ここで、噴射時間は 2 分とした。

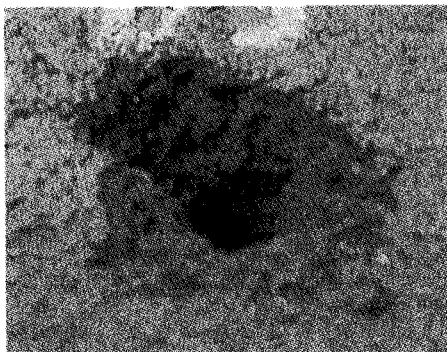


Fig. 2 水中 WJP における壊食痕の写真

4. 実験方法

4.1 水中 WJP

Fig. 3 に WJP 実験装置の概略を示す。高圧ポンプから発生した高圧水をノズルから水中で噴射する。ここで、ノズル径 $d=0.8\text{mm}$ 、圧力 $P=70\text{MPa}$ で施工した。ターゲットとしては、レンガもしくはアルミニウム合金のフレッティング試験片とした。ノズルから発生したキャビテーションはターゲットに衝突し、キャビテーションの崩壊により、レンガに壊食痕を形成させる。また、アルミニウム合金の場合には、表面を塑性変形させ、圧縮残留応力が付与される。本 WJP 実験ではレンガを施工対象として、キャビテーションジェットによるレンガ表面の壊食形状により、衝撃圧力の大小を評価した。

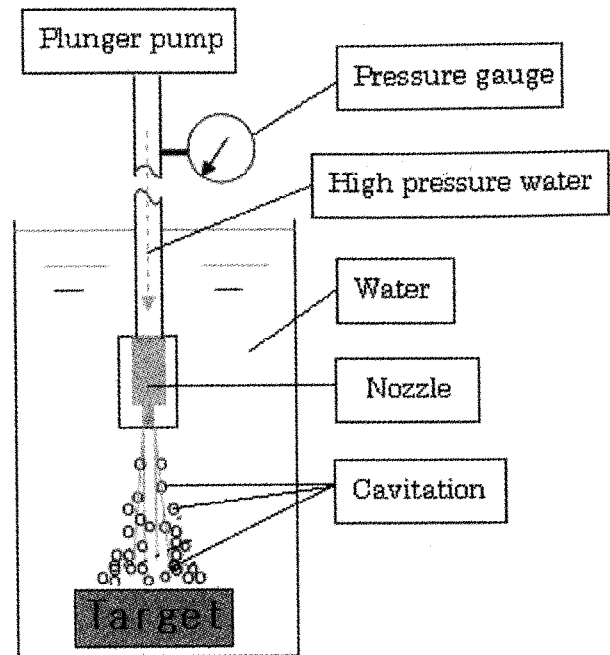


Fig. 3 水中 WJP の実験装置

4.2 気中 WJP

気中 WJP は、大気中でノズルより噴射する低圧水中に高圧水を噴射する技術である。Fig. 4 に本気中 WJP 実験で使用した実験装置の概要を示す。水中 WJP の場合、水中で高圧水を噴射すれば必ずキャビテーションが得られたが、気中 WJP の場合、的確なノズル径、圧力差、流量でなければ威力のあるキャビテーションは得られない。本実験では、前述の水中キャビテーションジェットよりも高い威力をもつ気中キャビテーションジェットを発生させることを目標に、気中 WJP を赤レンガに施工した。本実験では、水中 WJP および気中 WJP とノズル間距離、高圧ノズル径および低圧ノズル径を変化させて衝撃圧力を評価した。Fig. 5 は気中 WJP の試験条件を示す。高圧ノズル径 d は $\phi 0.8\text{mm}$ で一定とし、低圧ノズル径 D を $\phi 20\text{mm}$ 、 $\phi 30\text{mm}$ 、 $\phi 40\text{mm}$ 、 $\phi 50\text{mm}$ 、高圧ノズル-レンガ間距離 l を 35mm、45mm、55mm、60mm、65mm、低圧ノズル-レンガ間距離 s を 0~35mm まで変化させて実験を行った。

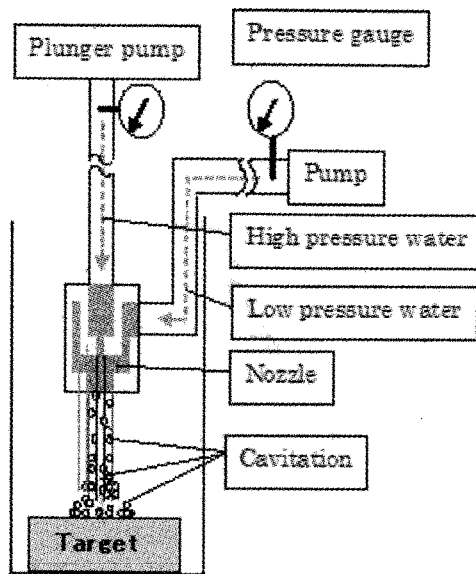


Fig. 4 気中 WJP の実験装置

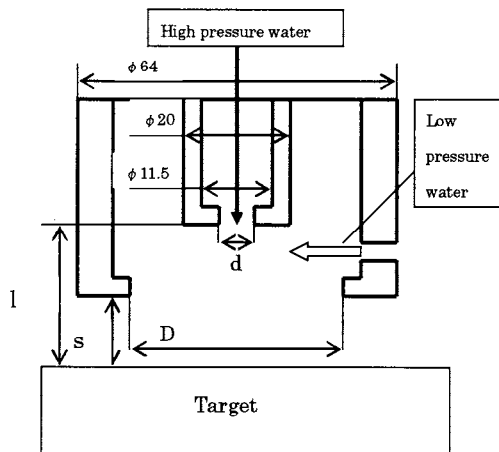


Fig. 5 気中 WJP の試験条件

4.3 フレッシング疲労

WJP は、丸棒平滑材の疲労強度に対する有効性が示されている^{(8), (9)}。Fig. 6 に示すダブテール嵌合試験片を用いて疲労試験を実施した。疲労試験機へは、Fig. 7 に試験片の取付け状況を示す。試験片は、翼とホイールの模擬材としてアルミニウム合金 2024 (密度: 2.80g/cm^3 , ヤング率: 71400MPa) を用いた。試験における最大荷重は、試験片の翼根元応力が、実際の翼とダブテールの遠心力から算出される翼根元応力と等しくなるように設定した。

また平均荷重を 5400N とし、ガス曲げ力を模擬した変動荷重を与え、応力比は $R=0.18\sim 0.82$ の範囲で疲労を行った。また、疲労試験速度は 10Hz とした。き裂発生繰返し数は、動翼側試験片に 2 枚のひずみゲージを取り付け、ひずみゲージの出力に変動が生じた累積繰返し数をもって定義した。

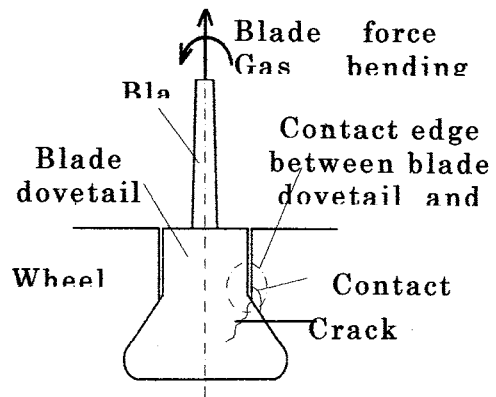


Fig. 6 ダブテールの構造

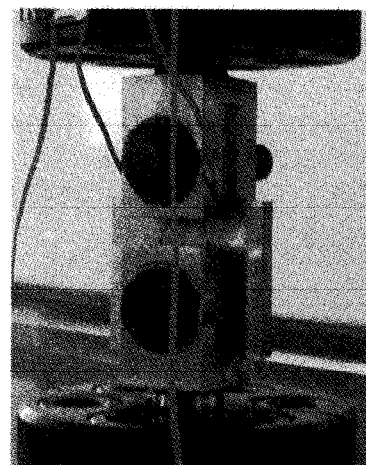


Fig. 7 疲労試験上の試験片

5. 実験結果

5.1 水中 WJP の衝撃圧力評価

水中 WJP では、ある特定のスタンドオフ距離において衝撃圧力が大きくなる第 1 ピークと第 2 ピークが現れることが知られている⁽¹⁰⁾ (Fig. 8)。以下では第 1, 第 2 ピークが現れるスタンドオフ距離を順に s_1, s_2 とする。

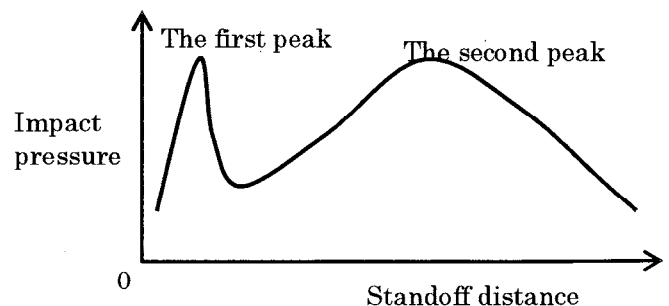


Fig. 8 WJP におけるスタンドオフ距離に伴う衝撃圧力変化

ノズルから噴射された高圧水とその周囲の水との境界層にせん断渦が生じ、その中心部が低圧になり、飽和蒸気以下になるとキャビテーションが発生する。発生した個々のキャビテーションは集合して渦キャビテーションを形成し、さらに渦キャビテーションが合体してキャビテーションクラウドを形成する。その間に、キャビテーションは崩壊、発生、成長を繰り返す、またキャビテーション崩壊の際に発生する衝撃圧力が、新たなキャビテーションを発生させ、増殖していく。スタンドオフ距離が大きくなると高圧水の流速が低くなって、周囲水との境界層で新たなキャビテーションが発生しにくくなり、キャビテーションジェットの威力も落ちる。これらの過程においてキャビテーションの発生量が最大となる点、すなわちキャビテーションクラウドが最も成長するスタンドオフ距離で第2ピークが現れる。それに対して第1ピークは、ノズルから噴射する高圧水が噴射孔付近で脈動することにより、周囲水が振動して衝撃波を発生することにより、キャビテーションが十分に成長していないスタンドオフ距離に関わらず現れる。

本実験では、前述の評価方法で各スタンドオフ距離における衝撃圧力を評価し、第1、第2ピークの発生するスタンドオフ距離を検討する。

Fig. 9 は、各スタンドオフ距離におけるレンガの壊食深さと径を示している。スタンドオフ距離が大きくなるほど、深さが浅くなり、径が大きくなっているのが分かる。また、これら単独で見ただけでは上記のような第1、第2ピークと思われるものは現れなかった。次に、各スタンドオフ距離における評価値を Fig. 10 に示す。これを見ると $l \approx 30\text{mm}$ で第1ピーク、 $l \approx 65\text{mm}$ で第2ピークと思われる変化が現れている。

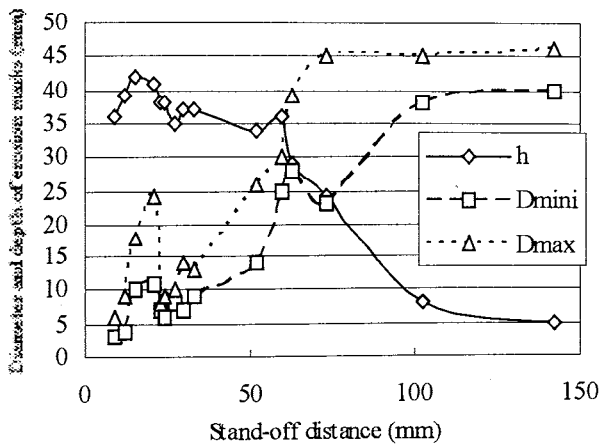


Fig. 9 壊食痕のサイズとスタンドオフ距離との関係 ($d=0.8\text{mm}$, $P=70\text{MPa}$)

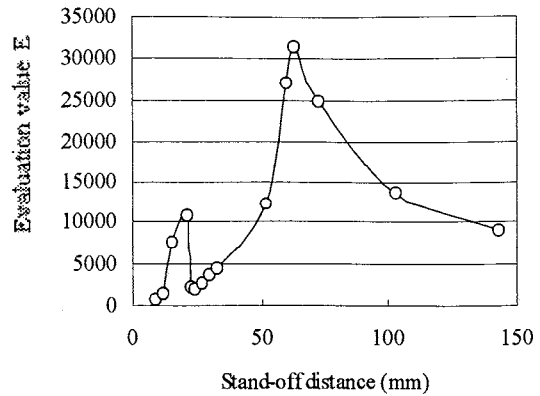


Fig. 10 壊食痕の評価値 E とスタンドオフ距離との関係 ($d=0.8\text{mm}$, $P=70\text{MPa}$)

5.2 気中 WJP の衝撃圧力の評価

スタンドオフ距離 $l=60\text{mm}$ で水中 WJP を噴射、気中 WJP をスタンドオフ距離 60mm 、レンガ-低圧ノズル間距離 $s=35\text{mm}$ で噴射、気中 WJP をスタンドオフ距離 55mm 、レンガ-低圧ノズル間距離 s がほぼ 0 で噴射した場合の壊食痕の写真をそれぞれ Fig. 11(a), Fig. 11(b), および

Fig. 11(c) に示す。気中 WJP と水中 WJP では明らかに水中 WJP の方が威力が高いということが分かる。しかし、気中 WJP でレンガ-低圧ノズル間距離がほぼ 0 になると水中 WJP とほぼ同程度の穴が開いていることが分かる。

気中 WJP の実験条件を変化させ比較すると、レンガ-高圧ノズル間距離を一定、低圧ノズル径 D を変化させ実験を行った結果、低圧ノズル径 D の大きい方が評価値は大きくなった。また、レンガ-低圧ノズル距離 s をほぼ 0 にすることにより、大きな評価値を得ることができた。評価値の比較からも低圧ノズル径 D が大きなほうが衝撃圧力は大きくなった。

Fig. 12 には、水中 WJP と気中 WJP の衝撃圧力のスタンドオフ距離依存性を示す。低圧ノズル間距離がほぼ 0 でスタンドオフ距離 l が、 35mm 、 45mm 、 55mm の場合は、水中 WJP よりも気中 WJP の評価値のほうが大きくなった。しかし、 65mm になると大きく下回っている。これは、スタンドオフ距離 $l=55\text{mm}$ と 65mm の間に第2ピークが現れていると考えられる。水中 WJP に比べ第2ピークの距離が小さくなっていることが認められる。

低圧ノズル間距離が大きくなると周囲からの空気が流入し、低圧水の供給量が不足するため、良好なキャビテーションが発生しなかったものと考えられる。本実験で使用したノズルでは、低圧ノズル内への低圧水の供給が高圧ノズル出口に直角に設置されている。このため、低圧水と高圧水との速度差が大きくなり、威力のあるキャビテーションが発生したのではないだろうか。低圧ノズル間距離を 0 にすると、接触

部からの噴射水が放射状に放出された。これは、ノズル内で旋回流が発生したことが原因だと考えられる。

また、水中WJPおよび気中WJPを施工した圧力フィルムをFig. 13に示す。水中WJPでは広範囲に応力がかかっているのに対し、気中WJPは狭範囲ではあるが、部分的に水中よりも高い圧力がかかっていることが分った。

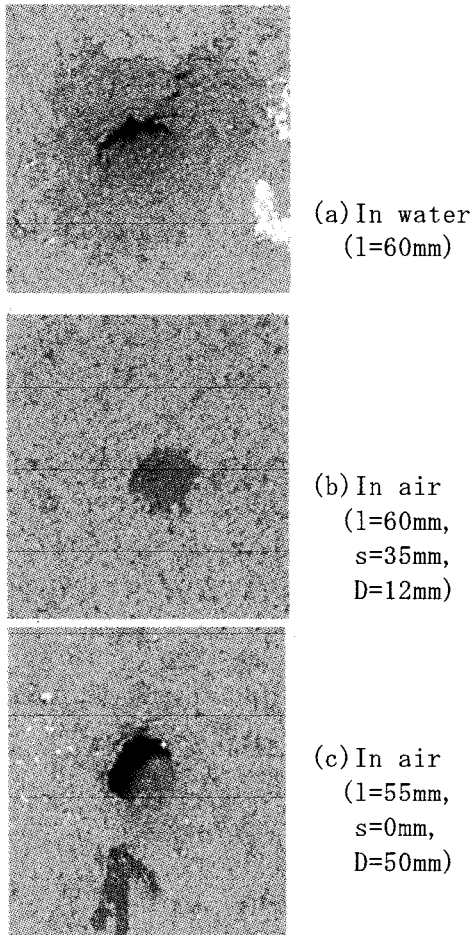


Fig. 11 水中WJPと気中WJPの赤煉瓦上の壊食痕

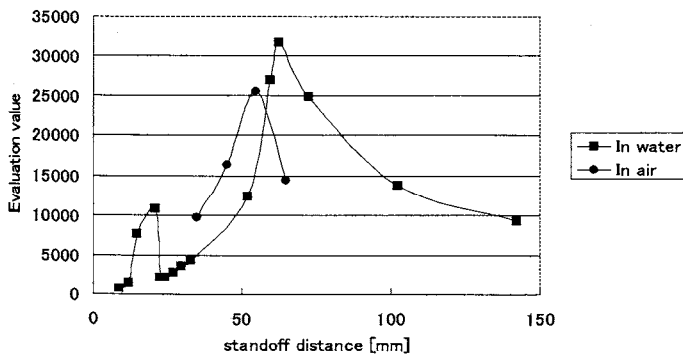


Fig. 12 水中WJPと気中WJPの衝撃圧力の比較

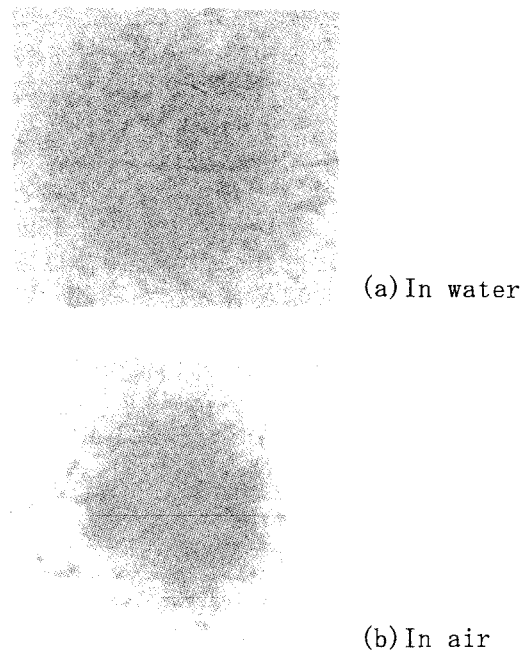


Fig. 13 感圧紙における水中WJPと気中WJP衝撃圧力の比較

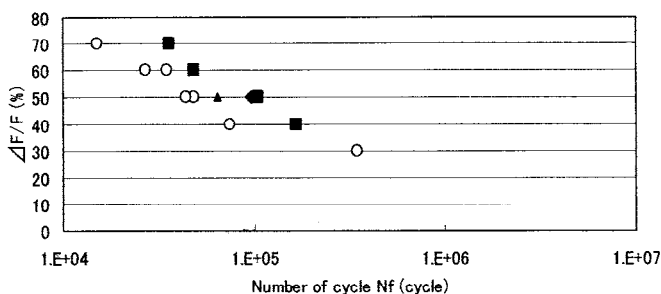
以上の結果より、気中WJPでは、低圧ノズル間距離を0にし、高圧水との速度差を十分とることができれば、水中WJPよりもさらに施工性の高いWJP技術が確立できる。今後は、最適な気中WJPノズル構造についてさらに検討していきたい。このように、水中WJPよりも高い衝撃圧力をもつキャビテーションを発生できる気中WJP技術が開発されれば、WJPの工業的応用範囲はさらに拡大されるものと期待される。

5.3 フレッシング評価

WJPを施工する前の疲労試験では、以下のようなデータが得られた。翼ダブテールとホイールダブテールの接触部には、15Cr鋼⁽⁵⁾とTi-6Al-4V⁽⁶⁾と同様に磨耗粉が生じた。この結果は、接触圧力に摺動が加わりフレッシング疲労が生じたことを示唆している。また、き裂は接触端から翼ダブテール側へ発生した。Fig. 14, Fig. 15にS-N曲線を示す。縦軸に変動荷重と平均荷重の比 $\Delta F/F$ を、横軸に繰返し数をとったもので、き裂発生の有無と、き裂が発生するまでの繰返し数である。Fig. 14は未施工の試験片と水中WJPを施工した試験片を比較したものである。黒抜きが水中WJP施工した試験片、白抜きが未施工の試験片であり、横軸にき裂発生繰返し数を示す。Fig. 15は未施工の試験片と気中WJPを施工した試験片を比較したものである。Fig. 3と同様、黒抜きが水中WJP施工した試験片、白抜きが未施工の試験片である。

Fig. 14から分るように、水中WJPを70MPaで2分間施工(■)することにより無施工の

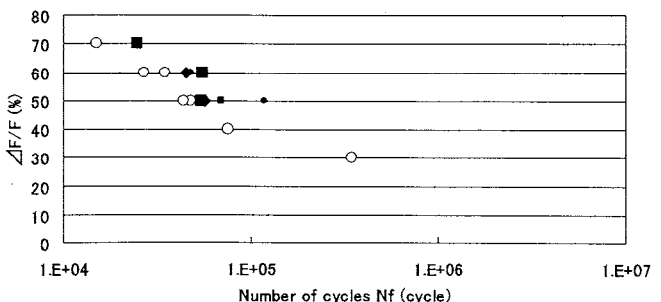
試験片よりも2倍近く延びることが示された。原因としては、圧縮残留応力によりき裂発生時の引張応力が低減されたこと、および加工効果による表面層の強度向上が考えられる。しかしながら、施工時間を延長し、6分間噴射した場合(◆)には、2分間施工したものと同等であった。また、噴射圧力を低減し30MPaとした場合(▲)には、き裂発生寿命は施工無しに比べてあまり延長されなかった。以上のことから、フレッティング疲労寿命の延長に必要な施工時間と施工圧力が存在するものと考えられる。



○ without WJP ■ WJP (2point 2minutes) ◆ WJP (6point 2minutes) ▲ WJP (2point 6minutes)

Fig. 14 フレッティング疲労におけるダブルテールのき裂発生寿命 (水中 WJP)

一方、Fig. 15 から分るように、気中 WJP では、70MPa で2分間施工(■)したが水中 WJP ほどのき裂発生寿命は得られなかった。しかしながら、30MPa で7分間、4点に施工



○ without WJP ■ WJP in air (2point 2minutes) ▲ WJP (4point 2minutes 30MPa) ◆ WJP (4point 2minutes 50MPa) ● WJP (4point 7minutes 30MPa)

Fig. 15 フレッティング疲労におけるダブルテールのき裂発生寿命 (気中 WJP)

(●) することで、水中 WJP とほぼ同等のき裂発生寿命が得られた。他の条件では水中 WJP のき裂発生寿命ほど延長するものは見られなかった。以上のことから、気中 WJP においてもフレッティング疲労寿命の延長に必要な施工時

間と施工圧力が存在するものと考えられる。また、気中 WJP では、低压ノズル内の水の漏れ具合によってき裂発生寿命に大きな差が出ることもわかった。

6. 結言

ウォータージェットピーニングによるキャビテーション噴流の衝撃圧力を評価するとともに、フレッティング疲労寿命に対する検討を行い、以下のことが明らかになった。

- (1) 気中 WJP では、低压ノズルをターゲットであるレンガに接触させることにより、水中 WJP と同等の高い衝撃圧力を得ることができた。
- (2) 気中 WJP では、低压ノズル径を大きくすることにより、衝撃圧力を増加させることができた。
- (3) アルミニウム合金を用い、翼ダブテール部のフレッティングに伴う疲労寿命を評価し、WJP 施工により疲労寿命が延びる傾向がある。

参考文献

- (1) 吉村敏彦, 大城戸忍, 榎本邦夫, 守中廉, 平野克彦, 黒澤孝一, 林英策, 第 38 回 X 線材料強度に関する討論会 講演論文集, (2001), pp. 38-44.
- (2) 齋藤昇, 榎本邦夫, 黒澤孝一, 守中廉, 林英策, 石川哲也, 吉村敏彦, 噴流工学 vol. 20, No. 1, (2003), pp. 4-12.
- (3) 山崎卓爾, キャビテーション工学, 日刊工業新聞社(1978).
- (4) 服部敏雄, 日本船用機関学会誌, 33-3, (1998-3), p. 203.
- (5) T. Yoshimura, T. Machida, and T. Hattori, ASTM STP 1425, Fretting Fatigue, (2003), pp. 423-433.
- (6) 吉村敏彦, 埴寛明, 福永秀春, 服部敏雄, 日本材料科学会, Vol. 40 No. 6, (2003), pp. 41-46.
- (7) 吉村敏彦, 早稲田圭, 矢賀優, 高垣真人, 佐藤一教, 寶山登, 噴流工学, Vol. 21, No. 3, (2004), pp. 16-23.
- (8) H. Soyama, T. Kusaka and M. Saka, Journal of Material Science Letters, 20, (2001), pp. 1263-1265.
- (9) H. Soyama, K. Saito, M. Saka, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 124, (2002), pp. 135-139.
- (10) 山内由章, 他, 日本機械学会論文集 B 編, 第 60 巻 571 号, (1996), pp. 736-743.