

インパクトフレッティング試験による 高温純水中の動的腐食に関する研究

2014 年 3 月

**岩手大学大学院工学研究科
機械・社会環境システム工学専攻
佐藤 善紀**

目 次

1. 序 論

1.1	研究の背景	1
1.2	従来の研究の概要とその問題点	7
1.3	本研究の目的	15
1.4	本論文の構成	17
	参考文献	18

2. 高温インパクトフレットング試験装置の開発

2.1	緒言	24
2.2	実験装置	25
2.2.1	実験装置概要	25
2.2.2	ロードセル	29
2.2.3	駆動装置	31
2.2.4	水供給及び調整装置	33
2.2.5	測定・制御システム	36
2.3	試験装置の動作	38
2.4	結言	41
	参考文献	41

3. インパクトフレットング摩耗の特異性

3.1	緒言	43
3.2	実験方法	43
3.2.1	実験装置	43
3.2.2	試験片	44
3.2.3	実験条件	45
3.2.4	測定方法	47
3.3	実験結果及び考察	50
3.3.1	摩耗特性の比較	50
3.3.2	インパクトフレットングにおける接触圧力	57
3.3.3	インパクトフレットングにおける振幅の影響	60
3.4	結言	61
	参考文献	62

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.1	緒言 — 実験計画法の概要	64
4.2	実験方法	67
4.2.1	実験装置及び試験片	67
4.2.2	実験条件	67
4.3	L_{18} 直交実験及び分散分析結果	69
4.4	結言	75
	参考文献	75

5. 高温純水中のインパクトフレッティング摩耗における動的腐食特性

5.1	緒言	77
5.2	実験方法	78
5.2.1	インパクトフレッティング試験	78
5.2.1 (a)	試験片	78
5.2.1 (b)	実験条件	79
5.2.1 (c)	測定方法	80
5.2.1 (d)	測定システム (ナノインデント)	81
5.2.2	静的腐食試験	82
5.2.2 (a)	試験片	82
5.2.2 (b)	実験条件	82
5.2.2 (c)	測定方法	82
5.2.3	分極試験	83
5.2.3 (a)	実験装置及び試験片	83
5.2.3 (b)	実験条件	86
5.3	実験結果	87
5.3.1	SUS304 鋼のインパクトフレッティング摩耗特性	87
5.3.1 (a)	水温の影響	87
5.3.1 (b)	溶存酸素濃度の影響	97
5.3.1 (c)	振動周期の影響	103
5.3.1 (d)	酸化皮膜の機械的特性	108
5.3.2	炭素鋼の静的腐食における Cr 濃度の影響	114
5.3.3	炭素鋼のインパクトフレッティング摩耗における Cr 濃度の影響	118

5.3.4	NaNO ₂ 水溶液中における炭素鋼の インパクトフレッティング摩耗特性	127
5.3.4 (a)	静的腐食試験	127
5.3.4 (b)	インパクトフレッティング試験	127
5.3.5	分極特性	132
5.4	考察	135
5.4.1	高温純水中における SUS304 ステンレス鋼の腐食摩耗 メカニズム	135
5.4.2	高温純水中における炭素鋼の腐食摩耗メカニズム	142
5.5	結言	144
	参考文献	146

6. 動的腐食を考慮した摩耗モデルの構築及び配管減肉現象の評価

6.1	緒言	148
6.2	摩耗モデル	149
6.3	実験方法	155
6.3.1	実験装置及び試験片	155
6.3.2	実験条件	155
6.4	実験結果及び考察	157
6.4.1	インパクトフレッティング摩耗における酸化時間依存性 の検証及びモデル解析による配管減肉現象の評価	157
6.4.2	電位急変法 (PPM) による新生面の腐食特性	165
6.4.2 (a)	電位気電導度 (溶液濃度) の影響	165
6.4.2 (b)	水温の影響	167
6.4.3	高温純水中における動的腐食メカニズム	173
6.5	結言	175
	参考文献	176

7. 結 論

7.1	各章で得られた結論の総括	177
7.2	本研究の工学的意義	181

謝 辞	184
-----	-----

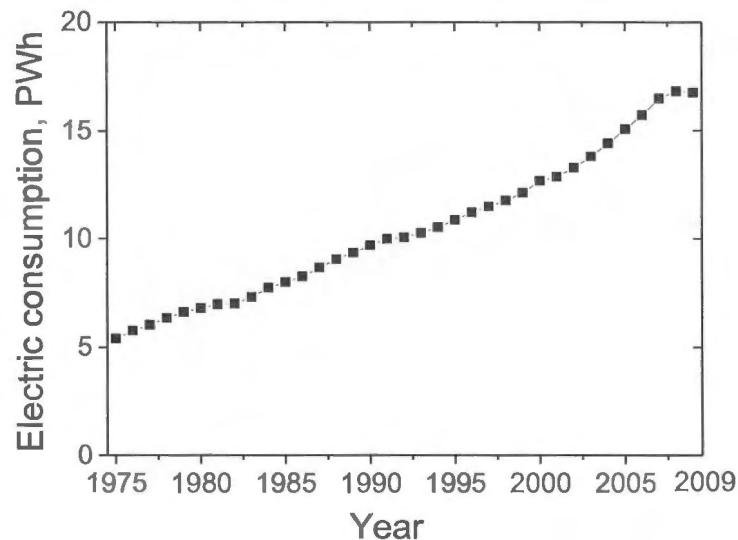
第 1 章 序 論

1.1 研究の背景

人類は原始時代に火を発見して以降、燃焼による光及び熱エネルギーを生活に応用させてきた。西暦 800 年頃には炭などの燃料を製造、利用していたといわれている。18～19 世紀に起きた産業革命では、J. Watt により蒸気機関が開発され、熱エネルギーを効率よく動力に変えることが可能になった。これにより生産性が大幅に向上し、石炭の消費量は爆発的に増大した。また、この頃は電気に関する科学技術の発展も著しく、1785 年に Coulomb の法則が定式化され、1821 年には Biot-Savart の法則を応用したモーターが発明された。19 世紀後半には N. Tesla により交流発電機が開発され、現在の発電の礎となっている。

熱や光、動力などさまざまな形に変換可能で、良質なエネルギーである電気エネルギーは、第二次世界大戦まで化石燃料を燃焼させた際に発生する熱を利用し発電を行う火力発電と、水の落下エネルギーを利用し発電を行う水力発電により生成されていた。しかし第二次世界大戦以降、先進国では爆発的にエネルギー需要が高まっていたことから化石燃料の消費量は大幅に増大し、新たなエネルギー源の必要性が高まっていった。ここで 1942 年、アメリカ合衆国の E. Fermi らは世界最初の原子炉であるシカゴ・パイル 1 号を開発、核分裂の連鎖反応とその制御を成功させた。その後開発された高速増殖炉 EBR-I により 1951 年には世界初の原子力発電が成功した。この原子力発電により、化石燃料を使用することなく安価で莫大な電気エネルギーを生み出すことが可能となった。さらに 1953 年には D. D. Eisenhower により核の平和利用宣言がなされ、アメリカ合衆国をはじめ、ソ連、イギリス、フランス、カナダ、ノルウェー等で原子力発電の利用が進められた。Fig.1.1 に示すように、1975 年以降の電力消費を見てもエネルギー消費量の増加は著しく、2009 年時点で 1975 年の約 3 倍であることがわかる¹⁾。

日本では 1963 年に茨城県那珂郡東海村に建設された実験炉である JPDR が初発電を行って以降、日本の各地に原子力プラントが次々に建設されていった。そして 2010 年時点では国内で稼働中の原子炉は 54 基となり、Fig.1.2(a)のように日本での年間総発電量約 9600 億 kWh の 29%を原子力発電が担っていた(2009 年度実績)²⁾。

Fig. 1.1 Trend of the world electric consumption¹⁾

しかし、2011年3月に生じた東日本大震災によりこの状況が一変する。この地震により東北の沿岸地域は十数 m 高の津波に襲われ、未曾有の被害がもたらされた。特に東京電力福島第一原子力発電所では、地下にあった1～6号機の非常用電源が水没し、冷却系海水ポンプや燃料のオイルタンクが流失した。このため、各プラントは全交流電源喪失に陥り、非常用炉心冷却装置（ECCS）や冷却水循環系のポンプを作動できず、1号機において冷却水の蒸発による水位低下で燃料棒が全て露出しメルトダウン（炉心溶融）が開始したと見られている。そしてその翌日には、直流小電源融通で稼働させていた非常用復水器も機能を停止し、全燃料がメルトダウンに至ったと考えられている³⁾。またその後、1, 3, 4号機の建屋において压力容器安全弁操作の人為的ミスなどが重なり、燃料棒被覆管の溶融時に生じる水素による压力容器の水素爆発、2号機の圧力抑制プールの損傷、冷却水漏れなどにより敷地外へと放射性物質が放出され、汚染は日本国内外に広がり、国際原子力事象評価尺度（INES）⁴⁾において、深刻な事故とされているレベル7（2011年4月12日暫定）が下された。その後海水を冷却材とし循環させるが、原子炉の冷温停止までには事故から数か月の時間を要した。この事故がもたらした社会に対する影響は非常に大きく、国内のほとんどの原子力プラントが安全性確保のため停止している。これにより2012年の年間総発電量のうち、原子力による発電量は Fig.1.2(b)のように約 9400 億 kWh の 1.7%となっている¹⁾。関西電力の福井県大飯原発では一時的に稼働していたが2013年現在定期点検中のため、国内における全原発が停止している。今後、他の原発においても新しい安全基準による評価が行われるものと見込まれているが、国内における原発の今後の運用については不透明である。また、新たに策定される安全基準はより厳しいものになると考えられる。

1. 序 論

1.1 研究の背景

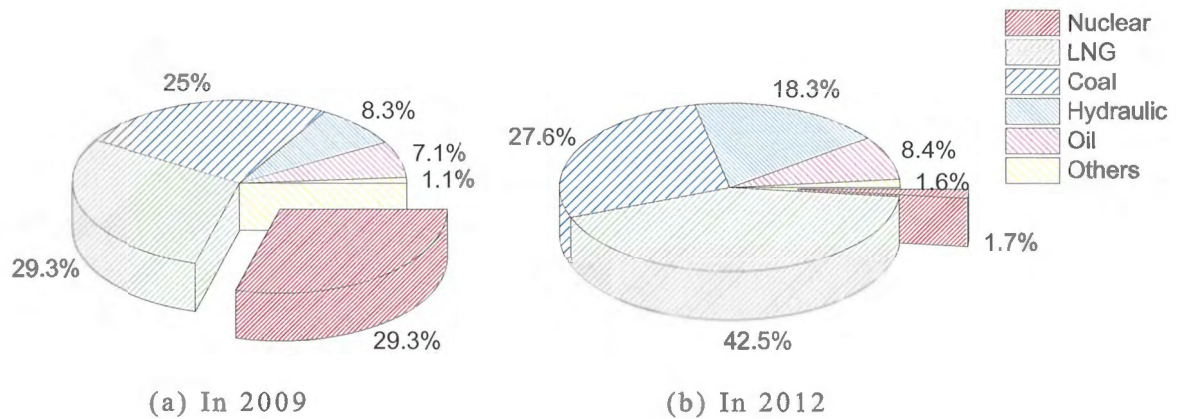


Fig. 1.2 Electrical power generation in Japan^{1,2)}

この福島第一原発における事故は、国際社会にも大きな衝撃を与えた。原子力発電の依存度が比較的高いドイツ、ベルギー、スイスでは脱原発の方針を示し、国内の全発電量のうち原子力が約7割を担っているフランスにおいても、原子力による発電量を段階的に削減する方針を示した⁵⁾。しかしながら Fig.1.3 のように世界全体の年間総発電量 20 兆 kWh のうち約 14% は原子力によるものであり¹⁾、またエネルギー需要が高まる中国では安全管理を強化しつつ沿海の省の原発発展を加速させる方針を示している⁶⁾。さらに Fig.1.4 から世界各地で原子力発電が利用されており、今後は発展途上国における発電量が増加するものと考えられる。よって将来、段階的な原発の削減が進められた場合においても既存の発電プラントの廃炉及び原発依存度の低減には数十年は必要であると推測され、今後の原子力プラントの適切な安全管理は工学的に非常に重要な課題であるといえる。

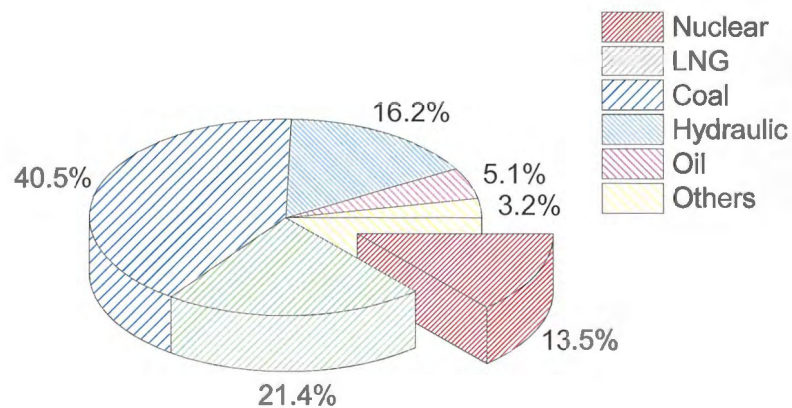


Fig. 1.3 The world electrical power generation in 2011¹⁾

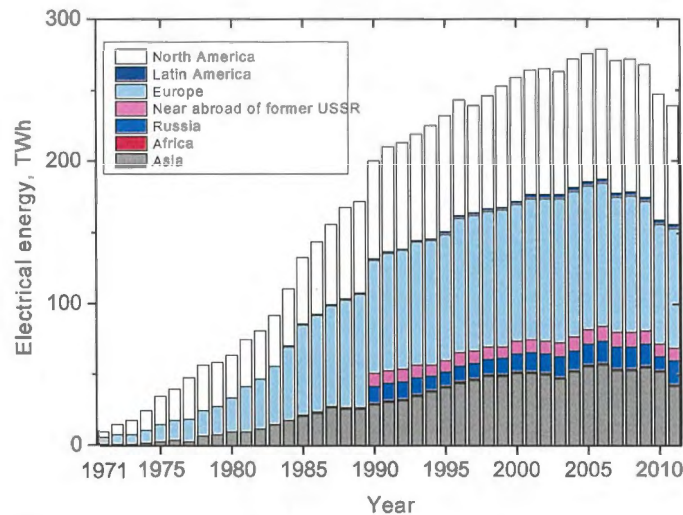


Fig. 1.4 The change in nuclear power generation in various part of the world¹⁾

次に原子力発電プラントの運用において、福島第一原発の事故への対応とは別に高経年化の問題がある。東日本大震災以前では、日本国内の原子力プラントは電気事業法施行規則第91条（2014年3月現在、削除）⁷⁾で最長13ヶ月に1回の定期検査が義務付けられ、これに合格することにより次回の定期検査までの運転が認可されていた。運転開始後30年を経過する原子力プラントは運転年数が長期間経過していることから、設備の経年劣化に関する技術的な評価、保全計画等を策定し、10年を超えない期間ごとに再評価を行うことが法令上義務付けられていた。日本では稼働している全原子炉のうちの約1/3が運用年数30年を迎え、さらに日本原子力発電の敦賀原発1号機については稼働から40年以上が経過している。世界的にもこういった高経年化プラントの増加とそれに伴い生じるトラブルが懸念されていることから、それらの対策は急務である。

福島第一原発の事故からも、原子力プラントにおいて最も避けるべきトラブルとして“冷却水の喪失”が挙げられる。冷却水の循環には炭素鋼、低合金鋼、ステンレス鋼配管が環境に応じて使い分けられ、冷却水の溶存成分は厳重に調整、管理されているとしてきた。しかしながら、原子炉稼働時には震災以前から様々なトラブルが生じており、装置の高経年化に伴って生じたものも少なくない。高経年化によるトラブルの例としては、Fig.1.5, Fig.1.6, Fig.1.7に示すような冷却系配管のき裂や穴開き、破断、圧力容器のき裂等が挙げられる。特に原子力プラントの冷却系配管における冷却水は、溶存酸素などの溶存成分が管理されていながら、それでも管壁の減肉などの損傷が生じている。原子炉冷却系配管における損傷の形態には、流れ加速腐食（Flow Accelerated Corrosion, FAC）、管壁への高速液滴の衝突（Liquid Droplet Impingement, LDI）等が挙げられる。2004年の関西電力美浜原子力発電所3号機においてはFACによる異常

1. 序 論

1.1 研究の背景

減肉から復水配管が破断する事故が生じ、11名の死傷者が出ている⁸⁾。また、2006年には東北電力女川原子力発電所2号機のSUS304L製配管⁹⁾、2010年には東京電力福島第一原子力発電所6号機抽気系炭素鋼配管に穴が開くトラブル¹⁰⁾が発生しており、これらはLDIにより生じたものと考えられている。

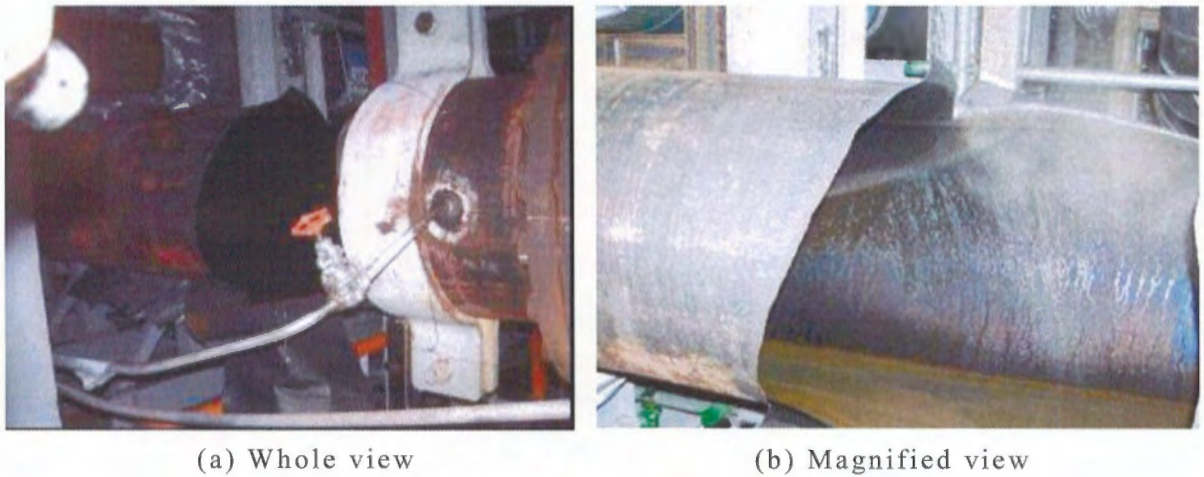


Fig.1.5 Photographs of the pipe fractured by FAC⁸⁾
(Cooling pipe of Mihama 3rd nuclear power plant)

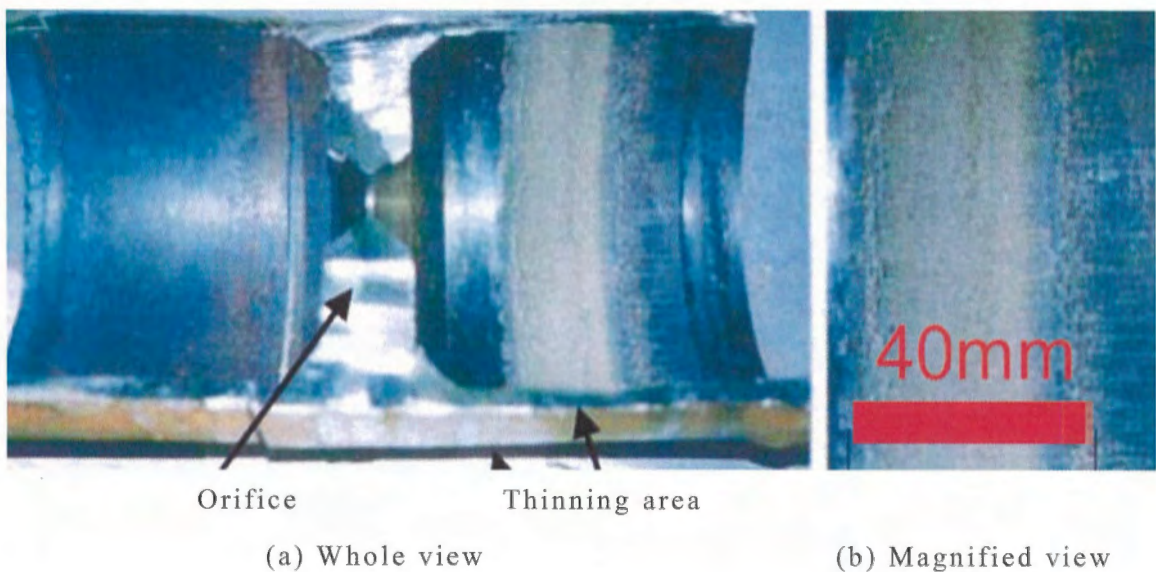
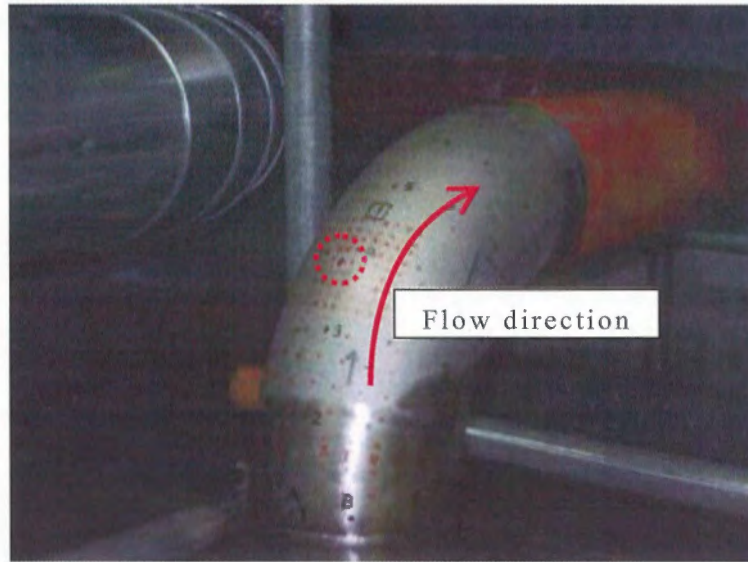
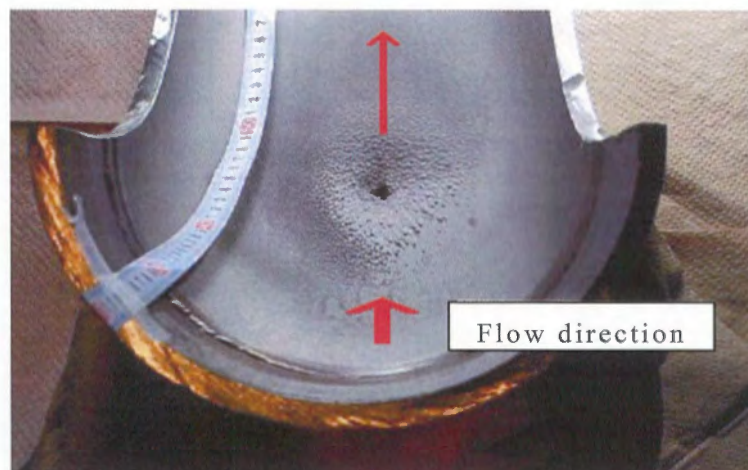


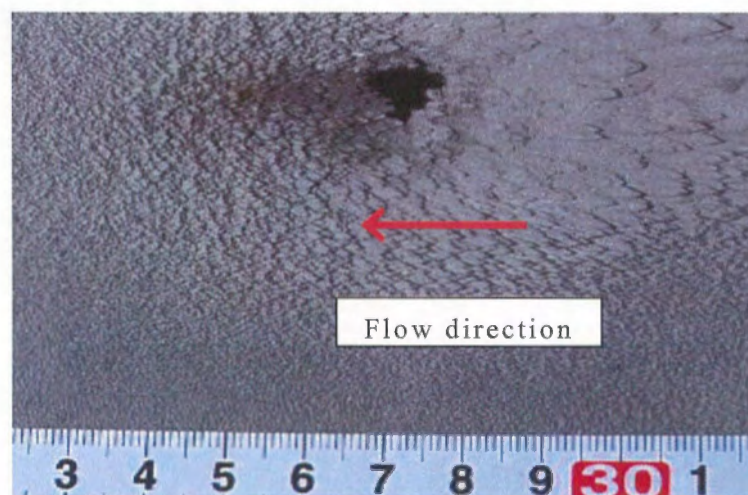
Fig.1.6 Photographs of the orifice worn by LDI⁹⁾
(Cooling pipe of Onagawa 2nd nuclear power plant)



(a) Whole view of the elbow



(b) Overhead view of the hole



(c) Magnified view of the hole

Fig.1.7 Photographs of the elbow with a hole opened by LDI⁹⁾
(Cooling pipe of Onagawa 2nd nuclear power plant)

1. 序 論

1.1 研究の背景 — 1.2 従来の研究の概要と問題点

これらの原子炉稼動時に起こるトラブルや事故などの対策の一つとして、原子力プラント内の配管の健全性と余寿命を、重要度の高い配管から一般的な配管まで適切に評価する必要性が高まっている。よって経済産業省原子力安全・保安院のもと「高経年化対策強化基盤整備事業」(2006年8月～2011年3月)が行われ、上記の事象の理解、対策、計測手法の構築が行われてきた¹¹⁻¹³⁾。この事業において著者の所属する岩渕・八代グループは、2007年度より液滴衝撃エロージョン現象における酸化皮膜生成とはく離による減肉の動力学というテーマで研究を行ってきた。ここではLDIによる減肉現象を酸化皮膜の生成と剥離の繰り返しによるプロセスによるものと考え、純水中における配管材料の摩耗試験から検討した。2007年度は既存のフレッティング装置による炭素鋼及びステンレス鋼の純水中における摩耗特性について検討し¹³⁾、2008年度から高温インパクトフレッティング装置を開発、その後はインパクトフレッティング試験からステンレス鋼等の配管材料の摩耗特性について検討し、LDIにおける化学的影響について検討を行った。

福島第一原発で生じた事故は、原因が一つではなく、様々なトラブルが同時多発的に生じ、メルトダウン等の重大な事故につながったといえる。また、高経年化によって懸念されるトラブルについても、溶存成分の調整といった対策が行われていながら配管減肉が予測できず、事故に至っている。このような想定外のトラブルに対し、トラブル発生後に対策を行う劣化反応型(Reactive)による保全では、様々な事象が複合されたトラブルに対応するのは難しいと考えられる。よって近年では未知の事象、既知の事象の連成・連鎖、相互作用を予知・予防を行う劣化防止型(Proactive)保全が求められている。これに対する学術分野からのアプローチは、多くの研究分野から得られる知見を統合し、また研究者同士だけでなくプラント運用経験者の知見を取り入れ、相乗的に生じうるトラブルを列举していくことで、想定外かつ重大な事故を予防する形が挙げられる¹⁴⁻¹⁵⁾。つまり様々な機械要素で構築された原子力プラントの保全には、機械工学、電気・電子工学、化学工学、環境工学など、分野にとらわれない幅広い知見の統合が、プラント運用時の危険性を限りなく小さくしていくために必要であると考えられる。

1.2 従来の研究の概要と問題点

(a) 原子力プラントの配管減肉現象

原子力プラントにおける冷却水は、単相流のみならず、蒸気と凝縮水が入り混じった気液二相流など様々な状態で循環している。また、原子炉の配管系はオリフィスやバルブ等の流量調整機構が無数に存在し、Fig.1.8(a)のように差圧

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点

式の流量計とともに設置されるオリフィス等では蒸気の流れが急激に変化する。凝縮水を巻き込んだ蒸気は水滴としてオリフィス部で加速され、オリフィス下流側へ音速に近い速度で噴出される。これにより Fig.1.8(b)のように流れが配管壁面に向かい、LDIが生じていると考えられる。また、ドレン抽気管等のオリフィス上流では Fig.1.8(c)のようにドレン水が溜まり、比較的径の大きな液滴が生じる原因ともなっている。これが蒸気流とともに間欠的に噴出することでその後のエルボ等での LDI の発生にもつながっている¹⁰⁾。東北電力株式会社女川原子力発電所 2 号機の冷却系ドレン配管に生じた LDI による配管の穴開き (Fig.1.7) は Fig.1.8(c)のようにオリフィスで溜まった水が蒸気流とともにエルボにおいて衝突し、穴開きに至ったと考えられている⁹⁾。LDI については、トラブル時の損害は配管からの作動水のリーク程度となるが、沸騰水型軽水炉 (Boiled Water Reactor, BWR) の場合では放射性物質を含む水の漏出の可能性がある。また今後改定される見込みである安全基準を考慮すれば、対策が必要であるといえる。

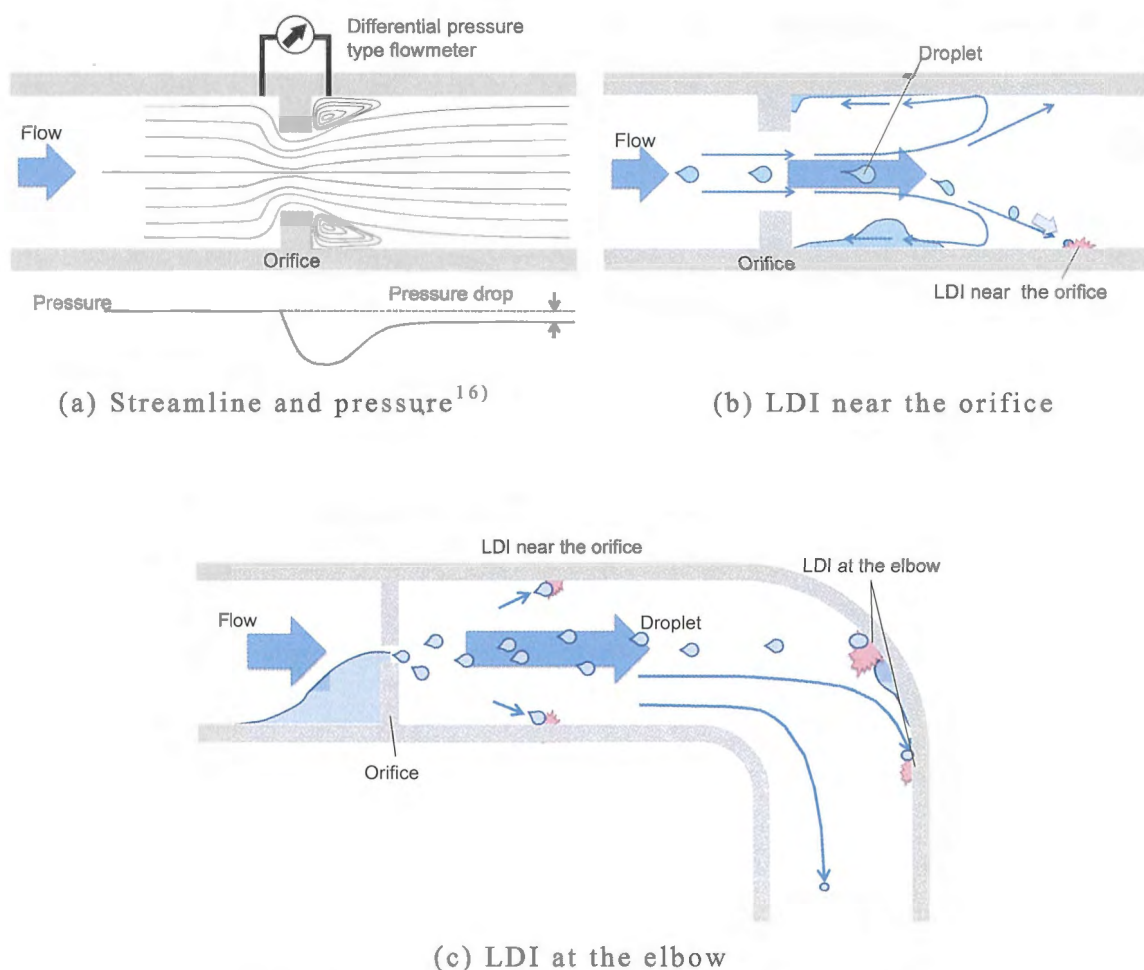


Fig. 1.8 Schematic diagrams of the LDI process

1. 序論

1.2 従来の研究の概要と問題点

これまで LDI について、森田¹⁷⁻¹⁸⁾は、LDI エロージョン予測のための液滴径との相関について、ドップラ粒子分析計システムを用いた液滴径の計測から検討した。液滴径の分布はガンマ分布に近似され、蒸気の湿り度と液滴径は相関を持つことがわかった。

磯本ら¹⁹⁻²³⁾は、ウォータージェット試験装置を用いた配管鋼の液滴によるエロージョンに関する研究を行った。ここでは $10^5 \sim 10^7 \text{ Hz} \cdot \text{mm}^{-2}$ の高頻度で配管鋼に液滴を衝突させ、実験を行った。これにより一定の潜伏期間の後に液滴速度の 6 乗に減肉速度が比例して増加していることを明らかにした。また、高速域におけるエロージョン量は運動エネルギーに相関することを示し、塑性変形に起因した損傷であると考察した。

伊藤ら²⁴⁾は、回転機械における LDI 特性を評価するため、金属材料の硬さと LDI の液滴径や速度との関係について検討した。ここではエロージョンによる損傷が加速期と減速期の二つからなる遷移侵食域と、一定の損傷率となる定常侵食域に分けられるとし、各領域における侵食特性について検討を行った。これにより定常侵食速度を衝突速度、水滴径、単位時間当たりの衝突個数、材料硬さにより評価した。

服部ら²⁵⁻²⁹⁾は、ASTM G32-03 に基づく静置試験片法により、鋼管材料や、二相ステンレス鋼のキャビテーションエロージョン性について検討した。これにより材料の壊食特性は硬さや組織の配列方向に影響されることを明らかにし、特に硬さと壊食抵抗の相関を見出した。また、オーステナイトステンレス鋼では加工硬化により良好な壊食抵抗を示すことが明らかとなった。のちに服部、滝波ら³⁰⁾によりキャビテーションエロージョンと LDI エロージョンの比較が行われ、減肉速度の流速依存性が非常に類似するという結果が得られている。

井小萩ら³¹⁻³²⁾は、液滴による衝撃を数値解析によりシミュレーションし、管壁面での圧力分布等を算出した。これにより接触部の端（コンタクトエッジ）において相当応力が大きくなることを明らかにした。また衝突速度と液滴衝撃における相当応力の相関を算出し、 $100 \sim 200 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ の液滴衝撃における相当応力は $200 \sim 500 \text{ MPa}$ 程度であることを示唆した。さらに液滴衝突における水膜の緩衝効果や、くさび状のくぼみの影響について検討し、くぼみ中心部においてコンタクトエッジと同等、またはそれ以上の応力が生じることを示唆した。

藤澤ら^{31,33)}は実機で予測される微小液滴（数十 μm ）による減肉特性を検討するため、スプレーノズルの高速噴霧流によるエロージョン試験を行った。これによりアルミニウム材料における液滴衝撃エロージョンの限界速度が $95 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ と求められ、最大減肉速度期で液滴速度の 6.5 乗、定常減肉速度期で液滴速度の 4.5 乗で示す減肉が進行することを明らかにした。また過去の液滴径が数 mm オーダーにおけるエロージョン試験との比較から、液滴径の影響が無視

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点

できないことを示唆した。

B. Staniša ら³⁴⁾は, Krsko 原子力発電所におけるタービンプレードのエロージョン性について検討した。これによりタービンプレードの先端部にエロージョンの痕が観察され, 実機のタービンプレードにおける減肉速度は潜伏期間と最大速度期間, 定常期間の 3 つの領域に分かれて進行することを明らかにした。また, 最大速度期間における減肉速度は定常期間の 3 倍の速度で進行することを示唆した。

L.E.Sanchez-Caldera³⁵⁾は配管系のエロージョン・コロージョンに関する研究結果から, LDI による配管減肉が液滴速度の 4 乗に比例すると考え, 以下に示すような予測式を構築した。

$$\dot{V} = \frac{k\rho_{drop}m_{drop}V^4}{\varepsilon_c^2 p^2} \quad (1.1)$$

ここで \dot{V} は減肉速度, k は減肉係数, ρ_{drop} は液滴密度, m_{drop} は液滴の質量, V は液滴速度, ε_c は臨界ひずみ, p は皮膜硬さである。しかしながら, 実際のプラントにおける配管減肉速度と完全な一致はしていない。

LDI による減肉現象について, 前述のようにウォータージェット等を用いた様々な研究が行われてきた。これらにより, 液滴の衝突速度や衝撃圧, 材料の硬さ等と減肉速度との相関から, 配管減肉予測の高精度化へのアプローチがなされた。しかしながら, 実機における減肉率と一致しないことが多く, 完全な予測モデルの構築はなされていないのが現状である。また, ウォータージェットによる試験ではノズルから放出された液滴が若干ながら分散し, ある一点の箇所における正確な衝突回数の把握は困難である。つまり, 衝突の際に生じる損傷形態及び減肉のメカニズムの特定は難しいといえる。特に 1 回の液滴衝撃が生じた際の減肉メカニズムの理解については, 従来の実験方法では困難であり, 未だなされていない。このような LDI による損傷過程をより詳細に把握することは, 配管減肉予測の高精度化において貢献できる。このため, 特に一定箇所に衝突を生じさせる試験方法が必要である。

また, 蒸気の湿り度により液滴の衝突頻度は変化するといわれている³⁶⁾。衝突頻度が小さな場合での LDI では, 再衝突するまでの時間が長くなる。つまり LDI により表面に存在している酸化皮膜が機械的破壊され, 露出した新生面が酸化するための時間が確保される。すなわち衝突頻度が低い LDI では新生面が腐食され, この一連の繰り返し(動的腐食)によって減肉が進行すると考えられる。このような LDI における化学的作用に, 大きく影響を及ぼすと考えられ

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点

る水温及び溶存酸素濃度等の影響は、未だ検討されていない。

酸化皮膜の成長とはく離の繰り返しによる減肉を検討する上で重要になるのは、主に次の三点である。

- ① 衝突頻度の制御が可能であること
- ② 衝突箇所が一定であること
- ③ 密閉容器中で配管環境が模擬できること

これまで行われたウォータージェットやスプレーノズルを用いた実験方法では、衝突頻度が $10^5 \sim 10^7 \text{ Hz} \cdot \text{mm}^{-2}$ オーダーであり酸化皮膜の成長時間が非常に短い。つまり酸化皮膜の成長と破壊による減肉を検討するのは困難であると考えられる。また液滴衝撃が生じる箇所は一点ではなく、ある一定の範囲に衝突が生じており、一点の箇所における正確な衝突回数の把握は難しかった。さらに衝撃圧と衝突頻度がノズル圧力に依存するため、一つのパラメータについて検討することが困難であった。また溶存成分の調整が困難な大気解放環境下における実験であった。つまり、LDIにおける酸化皮膜の成長とはく離に主眼を置いた減肉メカニズムについては、検討がなされていないのが現状である。

(b) インパクトフレットング摩耗

一定荷重下における微小振幅、すなわちフレットングによる摩耗は、機械構造物等においてはボルトやハブなど硬く締結された部位において、きわめて小さな振幅で相対運動を行うときに生じる。振幅が非常に小さいため相対速度が小さく、また摩擦面が常に接触状態であることから、生じる摩耗粉が排出されにくいことが特徴の一つである³⁷⁾。このフレットング摩耗については、1970年代から様々な研究がなされている。

R. Rybiak ら³⁸⁾は大気中におけるステンレス鋼のフレットング摩耗の温度依存性について調査した。これにより 220°C において摩耗痕上にグレーズ酸化物層が形成されることを確認し、摩擦係数及び摩耗率が温度により3つの領域に区分されることを示唆した。また遷移温度を考慮した摩耗則を構築し、摩耗予測が可能であることを示した。

岩渕ら³⁹⁻⁴⁵⁾はフレットングにおける振幅と損傷形態から固着領域、固着とすべりの混合領域、すべり領域の3つの領域に区分し、フレットング摩耗における振幅依存性について特徴づけた。また、フレットング摩耗は酸化あるいは酸化物の影響が大きいいため、雰囲気温度を上昇させた実験と雰囲気圧力を減少させた実験からアプローチを試みた。高温域のフレットング試験では特に、 300°C 以上の温度域で SUS304 ステンレス鋼の摩耗痕上にグレーズ酸化物が発生し、摩耗が低減されることを示唆した。真空中におけるフレットング試験では、フレットングによる疲労き裂の発生が荷重と振幅に依存すること

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点

を明らかにした。また、酸化物粒子がフレット磨耗に及ぼす影響が荷重域により変化することを示唆した。さらに、原子炉燃料棒被覆管のサージングによる磨耗を検討するため、腐食溶液及び純水中のステンレス鋼及び Zr 合金のフレット磨耗について検討し、Faraday の式と Herz の接触面積から腐食磨耗における電気化学的作用の定量化を行った。

近年ではこの原子炉燃料棒被覆管のサージングによる磨耗に関する研究のため、インパクトフレット試験が行われている。インパクトフレットとは、フレットの振幅方向と試験面に対し法線方向の振動を加えた動作である。

S. M. Hong ら⁴⁶⁾は脱気高温水中における Ni 合金等の耐食性材料のインパクトフレット磨耗試験から、磨耗が試験荷重に依存し、Alloy690 においては水温 290°C では磨耗面が滑らかな層に覆われることを示唆した。また塑性変形層の形成から加工硬化により耐摩耗性が向上すると考察している。

D. Kaczorowski ら⁴⁷⁾は静止高温水中においてシリンダオンシリンダによるインパクト、フレット、インパクトフレット試験を行い、磨耗特性の比較と酸化生成物の影響について検討した。その際ナノインデンテーションによる測定と磨耗試験による結果から、圧縮された硬い酸化物層はトライボ膜として表面に残留し、酸化物の除去による磨耗は塑性変形の数十分の一程度になると考察した。

H. Attia ら⁴⁸⁾はインパクトフレットにおける衝突中におけるエネルギー拡散について実験的に検討した。結果として接触領域のエネルギー拡散と磨耗損失の相関が得られ、インパクトフレットによる磨耗は表面下内部におけるき裂進展の破壊機構に基づくパラメータに依存することを明らかにした。

P. Riberty ら⁴⁹⁻⁵⁰⁾は 310°C の高温水が循環するインパクトフレット磨耗試験機を開発し、静的腐食試験と磨耗試験における水流の影響について、また衝突する頻度の影響について検討した。これにより水流による腐食速度の増加、磨耗率の増加が確認され、また衝突頻度が小さい方が磨耗は増加するという結果が得られた。

これらのように高温高圧下といった原子炉環境におけるインパクトフレット磨耗試験が行われており、ほとんどの研究でインパクトフレットによる磨耗量はインパクトのみ、フレットのみによるものよりもはるかに大きいという結果が得られている。しかしながら、シリンダ対シリンダの接触に、偏心モーターによる振動からインパクトフレットを生じさせる装置等を用いており、荷重の高精度な制御、一定箇所における衝撃及び摩擦による試験といった基礎的な研究や、磨耗プロセスの理解、インパクトフレット磨耗の特異性に関する検討はあまり行われていないのが現状である。

(c) 腐食摩耗

機械材料は一般的に空气中をはじめ、淡水や海水中等の様々な腐食環境で用いられている。ステンレス鋼は基本的に優れた耐食性から、厳しい腐食環境で動作する機械構造物に利用されることがあるが、機械の摺動部では腐食摩耗の発生は避けられない事象であり、条件によって耐食性が保たれない場合がある⁴⁵⁾。この腐食摩耗は二つの摩耗に大別できると考えられている。その一つは機械的摩耗であり、これはアブレシブ、凝着、デラミネーションなど摩擦を引き起こす物体 (first body) により母材 (second body) から材料を除去する作用を示す。もう一方の摩耗は化学的摩耗であり、金属イオンの溶出や酸化、腐食といった化学反応による母材の摩耗を示す。これまでこの腐食摩耗については、相乗作用を含めて以下の式で表されてきた⁵¹⁻⁵²⁾。

$$T = W_0 + C_0 + \Delta C_w + \Delta W_c \quad (1.2)$$

ここで、腐食摩耗における式(1.2)の各項の作用の概略を Fig.1.9 に示し、これを用いて式(1.2)の各項について説明する。まず W_0 (Fig.1.9, ①) は純粋な機械的作用による摩耗深さであり、化学的作用を考慮しない。 ΔW_c (Fig.1.9, ②, ②') は化学的作用による機械的摩耗深さの変化であり、生成された酸化皮膜が機械的摩耗に及ぼす作用である。 ΔW_c は②のように緻密化した酸化皮膜の保護作用や潤滑作用により摩耗を低減し負の値をとるか、②'のように生成した酸化皮膜がはく離され、さらに酸化粒子のアブレシブ作用等により摩耗が促進され、正の値をとるものと考えられる。

ΔC_w (Fig.1.9, ③, ④) は機械的作用による化学的摩耗深さの変化であり、機械的摩耗により金属表面で新生面が露出した際に生じる金属イオンの溶出 (動的腐食) による摩耗深さである。 C_0 (Fig.1.9, ⑤) は純粋な化学的作用による摩耗深さであり、機械的作用を考慮しない。例として、金属を腐食溶液に浸漬するような静的腐食により生じる腐食深さである。そして T はそれらの摩耗深さを足し合わせた総摩耗深さである。

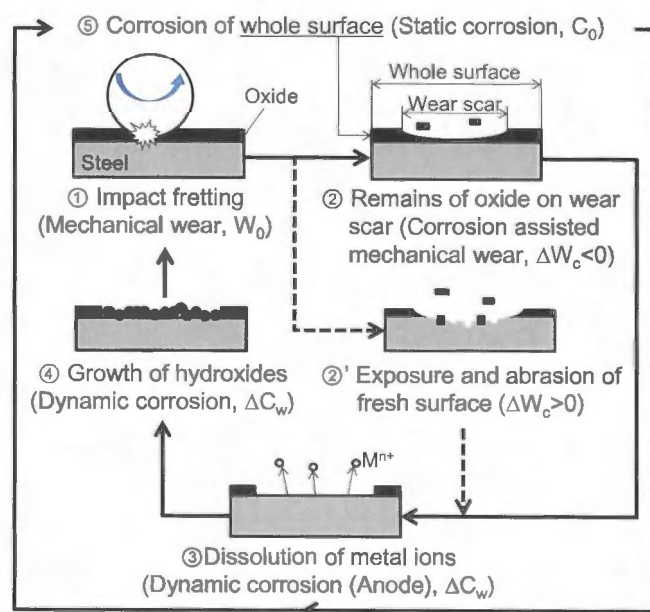


Fig. 1.9 Schematic diagram of corrosive wear process

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点

これまで腐食溶液中や空気中における腐食摩耗について、数多くの研究がなされている。

A. Iwabuchi ら^{45,52-59)}はハックス溶液や海水等の腐食溶液中で、SUS304 鋼や Co-Cr-Mo 鋼等の耐食性材料に対しすべり及びフレッティング摩耗試験を行い、摩擦・摩耗特性を比較、検討した。その際ポテンシオスタットを用いて試験片の電位変化を測定し、電気化学的特性についても検討した。分極測定では電位急変法 (Potential Pulse Method, PPM) により新生面の腐食を再現し、Faraday の法則を利用した新生面の面積評価、及び腐食摩耗における相乗作用による摩耗の定量について検討した。この PPM については一定のポテンシャル域でのスクラッチ試験において生じる電流を測定し、新生面の腐食特性の検討の手法として妥当である結果を得ている。また高温の大気中におけるすべり摩耗試験から、特に 200°C 以上の温度域で一般的に耐食性材料と呼ばれる SUS304 の摩耗量が S45C の約 10 倍になる結果を得た。また、ステンレス鋼は海水中の摩耗においては耐食性が維持されず、金属イオンの溶出による摩耗が支配的であることを明らかにした。

内館ら⁶⁰⁻⁶³⁾は日本各地の水道水環境下におけるステンレス鋼の摩擦・摩耗特性に対する溶存イオンの影響や、形成されるトライボケミカル生成物について検討した。その結果、SUS304 ステンレス鋼では腐食溶液中において Fe, Cr の選択的溶解により摩耗面の Ni 濃度が上昇することを明らかにした。また、SUS304 鋼と Al₂O₃ の摩擦試験では低荷重域で電気伝導率の増加に伴い摩耗が大きく、高荷重域では水道水中において摩耗が低減された。これは溶存イオンによるトライボケミカル反応から摩擦・摩耗が低減されると考察している。

岩井ら⁶⁴⁾は腐食溶液中における炭素鋼とステンレス鋼のすべり摩耗特性について検討し、シビアーマイルド摩耗の遷移荷重が溶液の腐食性とともになることを明らかにした。また、耐食性に優れるステンレス鋼の摩耗が小さくなる荷重領域は非常に小さいとしている。

後藤⁶⁵⁾は食塩水環境におけるアルミナとステンレス鋼のフレッティングにおける疲労強度について検討し、食塩水環境では疲労強度が 127MPa と得られ、空気中の 172MPa に比べ大きく減少することを確認した。これはパッドのアルミナはほとんど摩耗せず、摩耗粉が腐食溶液により流されることでアブレイブ作用により摩耗が促進され、疲労強度が低下すると考察している。

J. Xiaoxia ら⁶⁶⁻⁶⁷⁾は酸性溶液中における鉄鋼材料の腐食摩耗特性及び表面の塑性変形、脆化について検討し、酸性環境下での亀裂発生の鋭敏化及び高荷重域におけるステンレス鋼の耐食性の低下を確認した。

星野⁶⁸⁾は生理食塩水中における生体用ステンレス鋼のフレッティング摩耗特性を検討し、高 Mo のステンレス鋼では、定電位に制御された摩耗試験にお

1. 序 論

1.2 従来の研究の概要と問題点 — 1.3 本研究の目的

いてアノード電流が減少し、優れた耐食性を示すことを示唆した。またフレットティングの振動数が増加することにより、相乗効果が減少すると考察した。

R. J. K. Wood⁶⁹⁾らは Co-Cr-Mo 合金の人工股関節環境下におけるマイクロアブレーションによる腐食摩耗試験を行った。ここでは2つの物体間に SiC のスラリーを流し込むことで3体摩耗における腐食摩耗の相乗作用について検討した。これにより酸化皮膜のはく離と再酸化による摩耗プロセスが再現され、特に金属対金属の摩耗において新生面の腐食が活性化され摩耗量が増大することを明らかにした。

J. Pellier ら⁷⁰⁾は、生理食塩水中における 316L ステンレス鋼と PMMA(Poly methyl methacrylate)のフレットティング摩耗試験を行った。これにより自然電位における摩耗では塩素濃度とともに腐食量が増大することを明らかにし、摩擦中に不動態化を妨げる要因になっていると考察した。また、カソード電位 (-400mV , vs. SCE) においてアルブミンの添加により機械的作用が低減され、摩耗量は減少することを明らかにした。アルブミンは人工股関節溶液中においてアノードインヒビターとして作用したと考えられる。

P. -Q. Wu ら⁷¹⁾は NaCl, Na_3PO_4 , H_2SO_4 それぞれの溶液中におけるステンレス鋼のすべり摩耗特性を検討した。NaCl 溶液や H_2SO_4 溶液中における摩耗の増加と Na_3PO_4 溶液における摩耗の減少を明らかにし、摩耗試験中に得られる電位や電流から Faraday の法則を用いて金属溶出による摩耗の定量化を試みた。

これまで上記のように腐食溶液環境における腐食摩耗試験が数多く行われてきたが、電気伝導度が極めて低い純水中においてはあまり検討されていない。また、常温の純水中では機械的作用が支配的であるという報告もある。しかし原子力プラント冷却系のような溶存酸素濃度が管理された高温純水が流れる配管においても異常減肉が生じており⁷²⁾、純水中の腐食摩耗特性について検討する必要がある。

1.3 本研究の目的

原子力プラント冷却系配管の LDI による減肉メカニズムは、以下の2つのプロセスによるものであると考えられる。

- (1) LDI による酸化皮膜の破壊及び母材への損傷（機械的作用）
- (2) (1)により露出した新生面の、冷却水による酸化（化学的作用）

本研究ではこれらのプロセスの繰り返しにより摩耗が進行すると考え、1.2 節(a)で示した①衝突頻度の制御が可能であること、②衝突箇所が一定であること、③密閉容器中で配管環境が模擬できることが可能な試験装置を開発し、LDI における減肉メカニズムの理解、及び配管環境における化学的作用の影響度の

検討を行うことを目的とする．衝突頻度が低い LDI が生じる場合，前述のように酸化時間が長くなり，(2)の化学的作用は増大すると考えられる．衝突頻度が低い LDI による減肉は，衝突頻度が高いときに比べ一定時間における減肉率が低下するものの，化学的作用が増大する．よって LDI の減肉予測において化学的作用が無視できない可能性がある．

従来のウォータージェット試験等，液滴を用いた実験の場合，前述の 3 つの条件を満たすことは難しくなる．したがって本研究では配管と同等の水環境を密閉容器中に再現し，配管材料に対して LDI として適切であると考えられる材料及び面圧を与えた固体同士の摩耗試験から，特に化学的作用に重点を置いた検討を行う．この LDI のモデル実験では，液滴衝撃による配管材料への作用は，配管材料表面で生じている酸化皮膜の機械的はく離が主であると考えている．そして，露出した新生面の再酸化と，成長した酸化皮膜のはく離の繰り返しにより減肉が進行するとしたモデルである．これにより，酸化皮膜の形成とその機械的破壊，成長過程を検討できると考えられる．これまで平山ら⁷³⁾によって化学的に安定で，かつ耐摩耗性に優れるアルミナ (Al_2O_3) ボールを用いた配管用材料のフレッティング摩耗試験が行われてきた．化学的に安定なアルミナを試験片に用いることで，摩擦により露出した配管材料の新生面における酸化に対する影響は無視できると考えられる．しかし，LDI による摩耗の検討では，フレッティングのみでは表面に生成した酸化皮膜に対し衝撃を与えることが困難であった．また，フレッティングでは常に試験片同士が接触しており，新生面の確実な酸化を保証できない．よって本研究では，試験片同士のフレッティングに加えて衝突をするインパクトフレッティング装置を開発し，原子力プラントの冷却系配管環境中における配管材料のインパクトフレッティング摩耗特性の検討から，配管減肉における化学的作用の影響度について考察する．また，本研究においても同様に，アルミナボールを LDI のモデルとして選択することとした．そのため，インパクトフレッティング摩耗試験のモデル試験としての妥当性及び，アルミナを用いることの妥当性(新生面の酸化に対する影響の有無，接触圧力等の機械的作用)について考察する．ここで，LDI のモデルとしてのインパクトフレッティングの概念図を Fig.1.10 に示す．

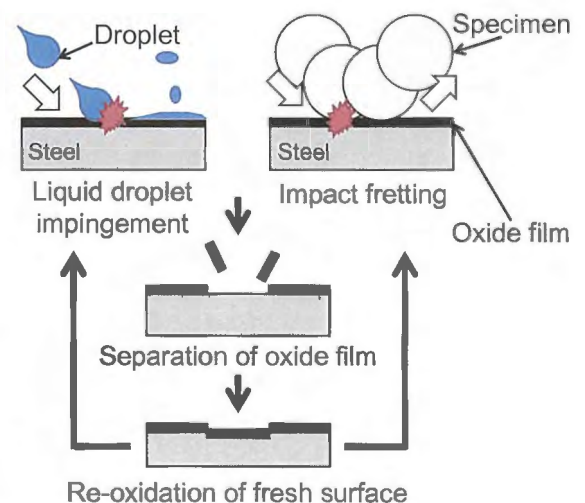


Fig. 1.10 Schematic diagram of the wear process by LDI and impact fretting

1. 序 論

1.3 本研究の目的 — 1.4 本論文の構成

また、水温や衝突頻度、溶存酸素濃度等をパラメータとし、純水中における化学的影響に重点をおいた摩耗試験から、酸化皮膜の剥離と生成の一連の繰り返しによる摩耗、動的腐食特性について検討する。そして 1.2 節で示した問題解決のため、以下を狙いとして実験的な研究を行う。

- 1) 一定箇所に衝突し、衝突頻度が制御可能で、密閉容器中で配管環境が再現できるインパクトフレットング試験装置を開発する
- 2) フレットングやインパクトによる摩耗とインパクトフレットングによる摩耗を比較し、インパクトフレットング摩耗の特異性を明らかにする
- 3) LDI のモデル実験としての、インパクトフレットング試験の妥当性について検討する
- 4) 高温純水中のインパクトフレットング摩耗特性から、腐食摩耗のモデル⁵¹⁻⁵²⁾をベースとした摩耗の予測式を構築し、配管環境の LDI における化学的影響度について考察する
- 5) 純水中における配管材料の摩耗プロセスを明らかにする

これらの研究から、これまであまり検討されてこなかった純水中の腐食摩耗特性について検討し、摩耗モデルの構築と配管環境の腐食摩耗の定量化（モデル解析）、LDI による配管減肉現象の評価を本論文の目的とした。

1.4 本論文の構成

本論文は 7 章から構成される。

第 1 章「序論」では、本論文の背景とその役割、従来の研究の概要、本論文の目的を述べる。

第 2 章「高温インパクトフレットング試験装置の開発」では本研究で開発した実験装置の仕様や動作特性、制御方法などの詳細を説明する。

第 3 章「インパクトフレットング摩耗の特異性」ではインパクト、フレットング、インパクトフレットングによる摩耗特性について比較し、インパクトフレットング摩耗の特異性について検討する。また、接触圧力の解析から LDI のモデル実験の妥当性について評価する。

第 4 章「インパクトフレットング摩耗における影響因子のスクリーニング」では、実験計画法における直交表を用いた実験と分散分析から、摩耗特性に及ぼす主要因子について検討する。

第 5 章「高温純水中のインパクトフレットング摩耗における動的腐食特性」

では第4章で得られた結果を基に、インパクトフレッティング摩耗における化学的パラメータが及ぼす影響について重点的に検討する。まず、ステンレス鋼の摩耗特性に対する各因子の影響について検討する。そして、炭素鋼のインパクトフレッティング摩耗試験と、オートクレープ中で純水に浸漬する静的腐食試験、ポテンシオスタットを用いた試験片の分極試験から、腐食摩耗モデルから見た動的腐食における酸化物の役割について考察する。

第6章「動的腐食を考慮した摩耗モデルの構築及び配管減肉現象の評価」では腐食摩耗式を構築し、実験結果のモデル解析からLDIによる配管減肉現象の評価を行う。ここでは原子力プラントの減肉率とインパクトフレッティングの摩耗率の比較から、配管減肉における動的腐食の影響について検討する。また、PPMによる分極試験から、純水中における腐食摩耗プロセスの考察を行う。

第7章「結論」では第3章から第6章までの試験結果と考察をまとめ、本論文の工学的意義について述べる。

参考文献

- 1) エネルギー白書 2012, 経済産業省自然エネルギー庁 (2012) pp.88-170.
<http://www.enecho.meti.go.jp/topics/hakusho/2012/index.htm> (参照日: 2013年 11月 7日)
- 2) エネルギー白書 2010, 経済産業省自然エネルギー庁 (2010) pp.191.
<http://www.enecho.meti.go.jp/topics/hakusho/2010/index.htm> (参照日 2013年 11月 7日)
- 3) 福島第一原子力発電所 被災直後の対応状況について, 東京電力株式会社
プレスリリース (2011/6/11)
http://www.tepco.co.jp/cc/press/betu11_j/images/1106181.pdf (参照日: 2013年 11月 2日)
- 4) 北村行孝, 三島勇: 日本の原子力施設全データ, 講談社 (2011) pp.195.
- 5) World energy outlook 2012 executive summary, International Energy Agency (IEA) (2012) pp.6.
<http://www.iea.org/publications/freepublications/publication/English.pdf>
(March 3rd, 2014 accessed).
- 6) 宮尾恵美: [中国] 原発の積極的推進から安全第一へ, 外国の立法, 247, 2 (2011) <http://www.ndl.go.jp/jp/data/publication/legis/pdf/02470212.pdf> (参照日: 2012年 4月 18日).

- 7) 電気事業法施行規則，経済産業省
<http://law.e-gov.go.jp/htmldata/H07/H07F03801000077.html>（参照日：2013年11月3日）
- 8) 美浜発電所3号機の原子炉自動停止について（18時30分現在），関西電力株式会社プレスリリース（2004/8/9）
<http://www.kepco.co.jp/pressre/2004/0809-2j.html>（参照日 2013 年 11 月 3 日）
- 9) 女川原子力発電所第2号機 第9回定期検査報告書，東北電力株式会社（2008）pp.45-52.
https://www.tohoku-epco.co.jp/news/atom/test/__icsFiles/afieldfile/2008/03/18/0318.pdf（参照日 2013 年 11 月 1 日）
- 10) 稲垣武之，小林照明，島田森，井上龍介，薄葉智，木村剛生：福島第一原子力発電所6号機における液滴衝撃エロージョンによる抽気配管損傷とその対応について，保全学，9，4（2011）pp.63-67.
- 11) 高経年化対策強化基盤整備事業－経年劣化事象の解明等－総括報告書，（株）インテリジェント・コスモス機構（2011）
http://www.meti.go.jp/meti_lib/report/2011fy/E001779-2.pdf（参照日：2013年12月1日）.
- 12) P-SCCII-2 配管減肉管理改善に向けた基盤技術研究分科会 成果報告書，（社）日本機械学会（2009）.
- 13) 平成19年度経済産業省原子力安全・保安院高経年化対策強化基盤整備事業成果報告書，（株）インテリジェント・コスモス研究機構（2008）.
- 14) 庄子哲雄：軽水炉発電プラントの長期安定運用におけるプロアクティブ経年劣化対策と予知予防保全，保全学，Vol.9, No.1（2010）pp.17-22.
- 15) 庄子哲雄，竹田陽一，国谷治郎，ピーター・フォード，ピーター・スコット：軽水型原子炉におけるプロアクティブ材料経年劣化研究課題，保全学，10，4（2012）pp.51-66.
- 16) 立花規良，小池哲：管オリフィスを通る流れと損失，福井大学工学部研究報告，45，2（1997）pp.339-356.
- 17) 森田良：液滴衝撃エロージョン予測のための蒸気実験による液滴径計測，日本機械学会2007年度年次大会講演論文集(3)（2007）pp.123-124.
- 18) 森田良：液滴衝撃エロージョン予測のための液滴径相関式の高度化，日本機械学会2008年度年次大会講演論文集（3）（2008）pp.149-150.
- 19) 宮田寛和，磯本良則：液滴衝突エロージョン現象と実用材料の寿命予測（第1報），材料と環境，57，（2008）pp.138-145.
- 20) 磯本良則，宮田寛和：液滴衝突エロージョン現象と実用材料の寿命予測（第2報），材料と環境，57，（2008）pp.146-152.

-
- 21) 磯本良則：エロージョンからエロージョン・コロージョン，材料と環境，57, (2008) pp.15-21.
 - 22) 磯本良則，三原壮司，長谷川弘：液滴衝突による表面改質技術の検討，日本金属学会誌，69，8 (2005) pp.703-706.
 - 23) Y.I. Oka, S. Mihara, H. Miyata : Effective parameter for erosion caused by water droplet impingement and application to surface treatment technology, *Wear*, 263 (2007) pp.386-394.
 - 24) 伊藤洋茂，岡部永年：金属材料の液滴エロージョン評価，日本機械学会論文集(A 編)，59，567 (1993) pp.264-269.
 - 25) 服部修次，小木曾貴昭，南雄介，山田郁生：長時間後のキャビテーション壊食面の形成と進展，日本機械学会論文集(A 編)，73，732 (2007) pp.76-81.
 - 26) 服部修次，小木曾貴昭，濱嶋昭，南雄介，山田郁生：鋼管材料のキャビテーション壊食，日本機械学会論文集(A 編)，74，738 (2008) pp.80-85.
 - 27) 望月敬美，横田源弘，杉山憲一，岸本守央，服部修次：二相ステンレス鋼の対キャビテーション壊食性，日本機械学会論文集(A 編)，74，740 (2008) pp.131-136.
 - 28) Shuji Hattori, Ryohei Ishikura : Revision of cavitation erosion database and analysis of stainless steel data, *Wear*, 268 (2010) pp.109-116.
 - 29) Shuji Hattori : Effects of Impact Velocity and Droplet Size on Liquid Droplet impingement Erosion, *Proceedings of 4th International Symposium on the Aging Management & Maintenance of Nuclear Power Plants, Tokyo, Japan, May (2010)* pp.58-71.
 - 30) 服部修次，滝波誠：キャビテーションエロージョンと液体衝撃エロージョンの比較，配管減肉管理改善に向けた基盤技術研究分科会成果報告書，(社) 日本機械学会，P-SCC II -2 (2009) pp.A-1-33 - A-1-35.
 - 31) T. Ikohagi, S. Ebara, N. Fujisawa, H. Hashizume, A. Iwabuchi, M. Sato, M. Uchidate, T. Yamagata, and H. Yashiro : Advanced Wall Thinning Prediction of Liquid Droplet Impingement Erosion, *Proceedings of 4th International Symposium on the Aging Management & Maintenance of Nuclear Power Plants, Tokyo, Japan (2010)* pp.47-57.
 - 32) 芝田篤史，齊藤由典，中森一郎，井小萩利明：液滴と個体の衝突減少の数値解析，日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集(2) (2005) pp.161-162.
 - 33) 濱大地，山縣貴幸，高野剛，藤澤延行：液滴衝撃エロージョンに関する研究（高速噴霧流による減肉特性の評価），保全学，10，2，pp.36-41.

- 34) B. Staniša, Z. Schauerl & K. Grilec : Erosion behavior of turbine rotor blades installed in the Krsko nuclear power plant, *Wear*, 254 (2003) pp.735-741.
- 35) L. E. Sanchez-Caldera : The mechanism of corrosion- erosion in steam extraction lines of power stations, Ph.D Thesis, Masachussetts Institute of Technology (1984).
- 36) 出町和之 : 原子力保全工学, オーム社 (2010) pp.77-82.
- 37) 腐食・防食ハンドブック CD-ROM, (社) 腐食防食協会, 丸善 (2000) pp.II-6-1.
- 38) R. Rybiak, S. Fouvry, B. Bonnet : Fretting wear of stainless steels under variable temperature conditions: Introduction of a 'composite' wear law, *Wear*, 268 (2010) pp.413-423.
- 39) 岩渕明 : フレッチング摩耗の特異性について, トライボロジスト, 35, 6 (1990) pp.386-391.
- 40) 萱場孝雄, 岩渕明 : フレッチング摩耗に及ぼす振幅と荷重の影響, 日本機械学会論文集, 44, 378 (1978) pp.692-700.
- 41) T. Kayaba, A. Iwabuchi : The fretting wear of 0.45%C steel and austenitic stainless steel from 20 to 650°C in air, *Wear*, 74 (1981-82) pp.229-245.
- 42) A. Iwabuchi, T. Kayaba and K. Kato : Effect of atmospheric pressure on friction and wear of 0.45%C steel in fretting, *Wear*, 91 (1983) pp.289-305.
- 43) A. Iwabuchi : Fretting wear of Inconel 625 at high temperature and in high vacuum, *Wear*, 106 (1985) pp.163-175.
- 44) A. Iwabuchi : The role of oxide particle in the fretting wear of mild steel, *Wear*, 151 (1991) pp.301-311.
- 45) 岩渕明, 菅原裕作, 清水友治, 金石三 : 腐食環境中での Zr 合金のフレッチング摩耗, 機械学会 2000 年度年次大会講演論文集 (2000-8) 名古屋, pp.541-542.
- 46) S. M. Hong, I. S. Kim : Impact fretting wear of alloy 690 tubes at 25°C and 290°C, *Wear*, 259 (2005) pp.356-360.
- 47) D. Kaczorowski, J. M. Georges, S. Bec, A. Tonck, A. B. Vannes, J. P. Vernot : Wear of a stainless steel in pressurized high temperature water, *C. R. Acad. Sci. Paris, t. 2, Série IV* (2001) pp.739-747.
- 48) H. Attia, Y. B. Gessesse, M. O. M. Osman : New parameter for characterizing and correlating impact-sliding fretting wear to energy dissipation - experimental investigation, *Wear*, 263 (2007) pp.419-429.

-
- 49) A. Lina, D. Moinereau, X. Delaune, C. Phalippou, B. Reynier, P. Riberty : The influence of water flow on the impact/sliding wear and oxidation of PWR control rods specimens, *Wear*, 251 (2001) pp.839-852.
- 50) B. Reynier, C. Phalippou, P. Riberty, J. Sornin : Influence of a periodic latency time on the impact/sliding wear damage of two PWR control rods and guide cards specimens, *Wear*, 259 (2005) pp.1314-1323.
- 51) Standard guide for determining synergism between wear and corrosion (ASTM), G119-09 (2009)
- 52) A. Iwabuchi, J. W. Lee and M. Uchidate : Synergistic effect of fretting wear and sliding wear of Co-alloy and Ti-alloy in Hanks' solution, *Wear*, 263 (2007) pp.492-500.
- 53) 岩渕明, 堀清, 工藤寛 : S45C と SUS304 の摩耗に及ぼす温度の影響, 潤滑, 32, 3 (1987) pp.191-197.
- 54) A. Iwabuchi, T. Sasaki, K. Hori and Y. Tatsuyanagi : Tribological properties of SUS304 steel in seawater (Electrochemical Approach to the Wear Behavior), *JSME International Journal, Series I*, 35, 1 (1992) pp.117-122.
- 55) A. Iwabuchi, T. Tsukamoto and Y. Tatsuyanagi : Electrochemical approach to corrosive wear of SKD61 die steel in Na_2SO_4 solution, *Wear*, 156 (1992) pp.301-313.
- 56) A. Iwabuchi, T. Sonoda, H. Yashiro, T. Shimizu : Application of potential pulse method to the corrosion behavior of the fresh surface formed by scratching and sliding in corrosive wear, *Wear*, 225-229 (1999) pp.181-189.
- 57) 阿部邦明, 岩渕明, 清水友治 : 腐食摩耗における新生面の面積評価, 日本機械学会第3回機素潤滑設計部門講演会講演論文集, 03-03 (2003) pp.179-180.
- 58) 李積武, 岩渕明, 清水友治, 内館道正 : Na_2SO_4 溶液中における SUS304 鋼のフレッチング摩耗, *トライボロジスト*, 50, 2 (2005) pp.180-185.
- 59) A. Iwabuchi, M. Uchidate, H. Liu, T. Miura and T. Shimizu : The effect of dissolved ions on tribological properties in water, *Tribology and Interface Engineering Series*, 48 (2005) pp.431-440.
- 60) 内館道正, 岩渕明, 清水友治, 劉海波 : 水潤滑環境下でのステンレス鋼のトライボロジー特性に関する研究—水道水中の溶存イオンの影響—, *トライボロジスト*, 49, 2 (2004) pp.173-180.
- 61) 内館道正, 岩渕明, 清水友治, 劉海波 : 水潤滑環境下におけるトライボケミカル生成物の SEM 観察および EPMA 分析, *トライボロジスト*, 49, 2 (2004) pp.181-188.

-
- 62) M. Uchidate, H. Liu, A. Iwabuchi, K. Yamamoto : Effects of water environment on tribological properties of DLC rubbed against stainless steel, *Wear*, 263, 7-12 (2007) pp.1335-1340.
- 63) M. Uchidate, H. Liu, K. Yamamoto, A. Iwabuchi : Effects of hard water on tribological properties of DLC rubbed against stainless steel and brass, *Wear*, 308, 1-2 (2013) pp.79-85.
- 64) 岩井善郎, 伊藤博之, 後藤万慶, 本田知己, 後藤穂積 : NaCl および Na_2SO_4 水溶液中における炭素鋼とステンレス鋼のすべり摩耗特性, 日本機械学会論文集 C 編, 62, 601 (1996) pp.3626-3633.
- 65) 後藤芳樹 : ステンレス鋼のフレッチング疲労強度に及ぼす腐食環境の影響—アルミナセラミックス及びオーステナイト系ステンレス鋼パッドを組み合わせた場合—, 材料, 47, 3 (1998) pp.260-265.
- 66) X. C. Lu, K. Shi, S. Li, X. X. Jiang : Effects of surface deformation on corrosive wear of stainless steel in sulfuric acid solution, *Wear*, 225-229 (1999) pp.537-543.
- 67) L. Shizhuo, J. Xiaoxia, B. Hongyun, L. Shu : Effect of environmental embrittlement on wear resistance of alloys in corrosive wear, *Wear*, 225-229 (1999) pp.1025-1030.
- 68) 星野明彦 : 擦過腐食試験による生体用ステンレス鋼の評価, 材料と環境, 41 (1992) pp.399-405.
- 69) P. E. Sinnett-Jones, J. A. Wharton, R. J. K. Wood : Micro-abrasion – corrosion of a CoCrMo alloy in simulated artificial hip joint environments, *Wear*, 259 (2005) pp.898-909.
- 70) J. Pellier, J. Geringer, B. Forest : Fretting-corrosion between 316L SS and PMMA: Influence of ionic strength, protein and electrochemical conditions on material wear. Application to orthopaedic implants, *Wear*, 271 (2011) pp.1563-1571.
- 71) P. -Q. Wu, J. -P. Celis : Electrochemical noise measurements on stainless steel during corrosion-wear in sliding contacts, *Wear*, 256 (2004) pp.480-490.
- 72) 松村昌信 : 事例解析 高温純水中における炭素鋼鋼管壁の異常減肉, 材料と環境, 56, 8, (2007) pp.362-366.
- 73) 平山有沙, 岩渕明, 八代仁, 三田村仁 : 純水中における炭素鋼のフレッチング特性, 日本機械学会東北支部秋季講演会講演論文集, 44 (2008) pp.109-110.

第2章 高温インパクトフレットング試験装置の開発

2.1 緒言

これまで LDI の配管減肉における化学的影響について検討するため、本研究室ではフレットング試験機を用いて大気解放環境における純水中の配管材料のフレットング特性が検討されてきた¹⁾。しかし、生成された酸化皮膜の剥離と新生面の酸化の繰り返しによる摩耗であると考えた場合、新生面が溶液中で確実に露出することが望ましい。また、溶存成分の影響についてより高精度に検討するため、密閉容器中での試験が必要である。

これまでインパクトフレットングによる摩耗現象について、いくつかの研究がなされてきた²⁻⁵⁾。これらはいずれも原子炉環境（燃料棒被覆管とスペーサ）を想定した、シリンダ対シリンダの接触を偏心モーターによる振動でインパクトフレットングを生じさせる装置が用いられている。よって、荷重の高精度な制御、一定箇所における衝撃及び摩擦による試験といった基礎的な研究はなされていなかった。また、摩耗量等についても質量損失を密度で除算することで得られており、平均深さといったデータから、現象をマクロにとらえた検討が行われた。よって、インパクトフレットングにおける摩耗メカニズムの理解といった、基礎的な研究は行われてこなかった。さらに、研究が行われた温度領域についても本研究での狙いとする配管部の水温よりも非常に高い領域でのみ行われてきた。液滴衝撃（LDI）による配管減肉現象について、インパクトフレットング試験からアプローチするうえで、

- 1) 常温～200℃程度の水温
- 2) 溶存酸素濃度の調整
- 3) 一定箇所における摩擦、摩耗
- 4) 高精度な荷重、振幅の制御

の条件を満たす試験装置が必要であり、従来型とは異なるインパクトフレットング試験装置を開発する必要がある。そこで本研究では高温純水中において試験が可能なボールオンディスク型のインパクトフレットング装置を開発した。本章では開発したインパクトフレットング試験装置の詳細及び試験機の特性を述べる。

2.2 実験装置

2.2.1 実験装置概要

本研究で用いた装置の概略図を Fig.2.1, 水供給装置の概略図を Fig.2.2 に示す. 概略図 Fig. 2.1 から, 純水が充填されたオートクレーブ容器 (⑦) において, 各摺動軸 (X 方向, Z 方向) を振動させ, Z 方向軸端に取り付けられた上部試験片 (⑧) と X 軸上部に取り付けられた下部試験片 (⑨) にインパクトフレッティングを発生させる. 各軸の駆動には piezoアクチュエータ (②, ⑤) を用い, Z 方向の振動を X 方向の 2 倍の振動周期となるように調和させている. よって, 上部試験片は下部試験片が 1 往復する間に 2 回衝突する. X 方向の接線力と Z 方向の荷重は, 軸に取り付けられたひずみゲージを貼ったロードセル (③, ④) により測定する. さらに, 渦電流式変位計 (⑪, Keyence, EX-V02) より X 方向の軸端の変動距離を測定し, piezoアクチュエータの変位は内蔵されたひずみゲージにより測定する. オートクレーブは SUS316L 製の円筒型で, 2 本の油圧シリンダ (⑩, Taiyo parker, 100H-2) によって上側の蓋が昇降することで開閉する. 最高使用温度 200°C, 最高使用圧力 2MPa, 容量は約 2L であり, 十分な剛性を持つ防振台に設置されている. ガスケットはシリコンゴムの O リングであり, ボルトで締め付けることにより密閉される. 圧力は最大流量 20ml・min⁻¹ の高圧ポンプにより上昇させる. オートクレーブに供給する水は, 水道水をイオン交換樹脂に通して脱イオン処理を行った純水であり, 電気伝導度は 25°C 換算値で 1.5μS・cm⁻¹ 以下とした. また, Fig.2.2 のようにリザーブタンク内で N₂ 及び N₂+O₂ のエアレーションにより水中の溶存酸素量を調整している. オートクレーブ内の水はオートクレーブ外側に巻きつけた電気式バンドヒーターにより加熱され, 温度はオートクレーブ内に取り付けられた熱電対により測定している. バンドヒーターの電流は, 水温調整器により PID 制御され, 水温を一定に保っている. また, 測定時におけるノイズを極力抑えるため, X 方向のロードセル (④) 部分にも SUS316 製容器が設けられており, ここにも水を循環させ, オートクレーブ中と同様の環境としている.

Z 方向の軸端上部にはピッチが約 2mm の位置決め機構 (①) が設置され, 上部試験片を下部試験片の近くまで手動でアプローチさせることができる. また, 変位計 (⑪) の反対側にも Z 方向と同様に X 方向の位置決め機構 (⑥) が設置されている. 下部試験片を左右 (X 方向) にスライドさせることにより, 1 つの下部試験片で 2~3 回程度の実験を行うことが可能である.

また, この装置はインパクトフレッティングだけでなく, インパクトのみ, フレッティングのみの実験も可能である.

2. インパクトフレットング試験装置の開発

2.2 実験装置

本研究で開発したインパクトフレットング装置の仕様を Table 2.1, 外観を Fig.2.3, オートクレーブ内部及び装着された試験片の状態を Fig.2.4 に示す.

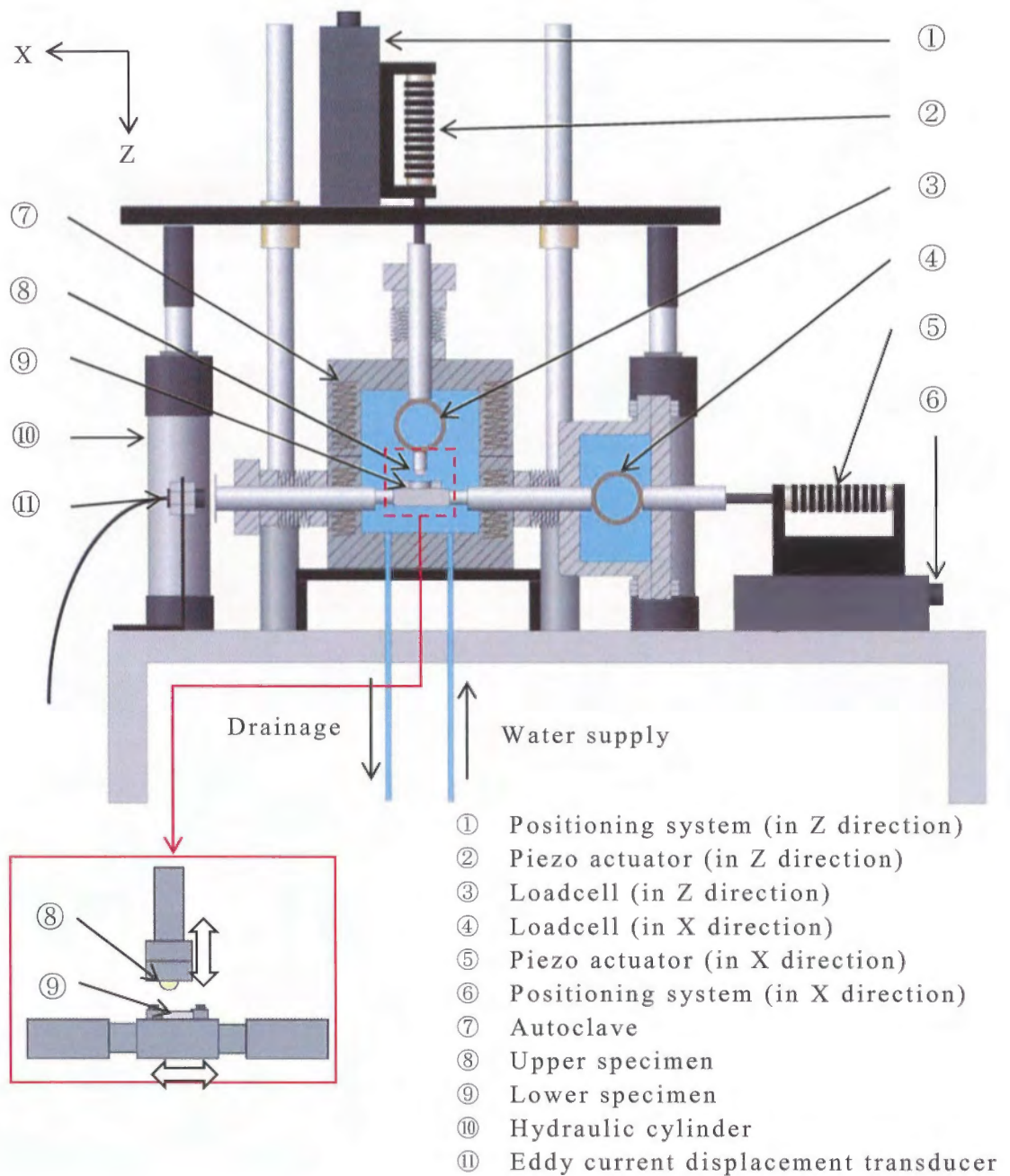


Fig. 2.1 Schematic diagram of the impact fretting test rig

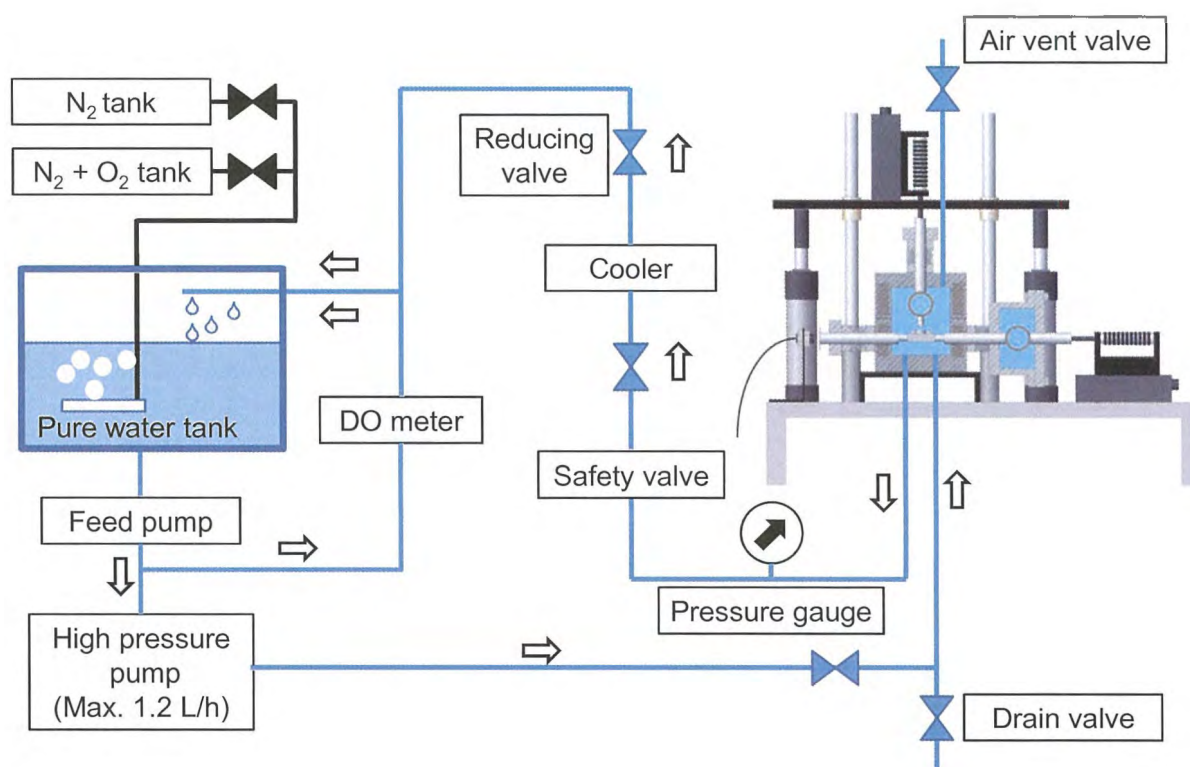


Fig. 2.2 Schematic diagram of the impact fretting test rig

Table 2.1 Specifications of the impact fretting test rig

Factor	Operating range
Water pressure, MPa	0.1 ~ 2.0
Water temperature, °C	RT ~ 130
Dissolved oxygen, ppm	0.005 ~ 20
Impact load, N	1.5 ~ 7
Amplitude, μm	0 ~ 100
Frequency, Hz	0 ~ 40

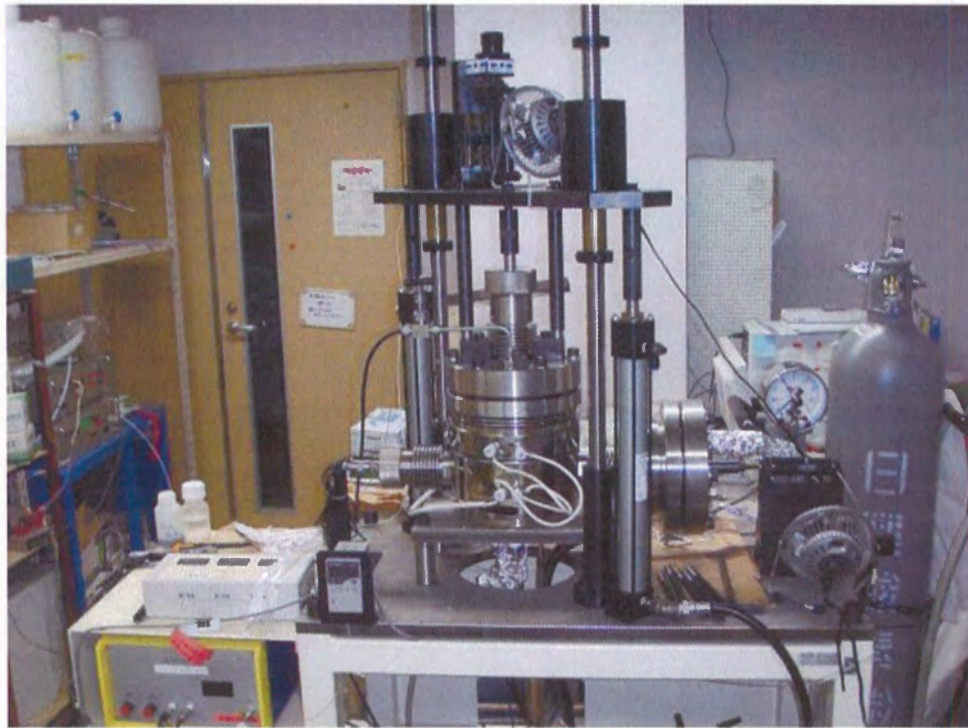
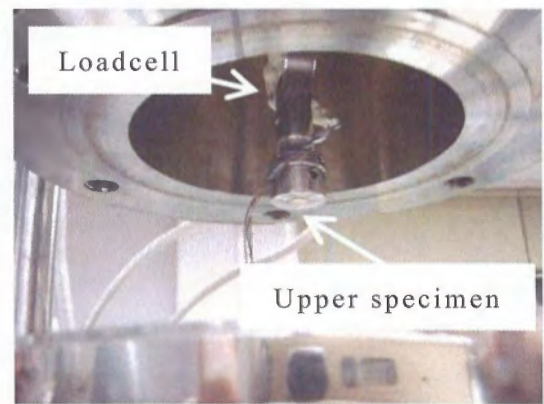


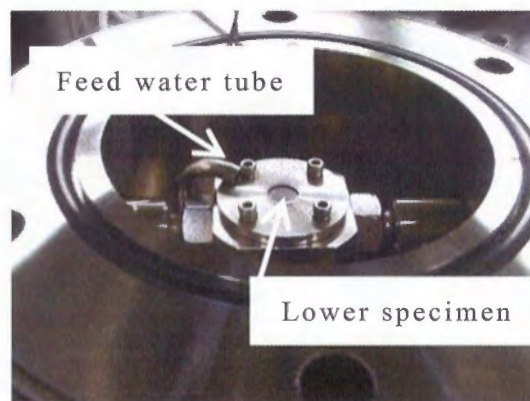
Fig. 2.3 Appearance of the impact fretting test rig



(a) Opened autoclave



(b) Installed upper specimen



(c) Installed lower specimen

Fig. 2.4 Photographs of the autoclave inside and installed specimens

2.2.2 ロードセル

接触力，摩擦力の測定に用いるロードセル図面を Fig. 2.5 に示す．これらの上下にねじ穴が空けられており，X 及び Z 各方向の軸に直結される．SUS316 製のリングに高温用ひずみゲージ（共和電業，KFH-2-120-C1-11）をエポキシ系加熱硬化型接着剤（共和電業，EP-34B）により貼り付け，一液性 RTV（Room Temperature Vulcanizing）シリコンゴム（信越シリコーン，KE-4898-W）によるコーティングを施した．接着剤は常温でも 50kPa 程度の加圧状態を 24 時間保持することで接着が可能であり，耐熱温度は 200℃ である．ひずみゲージ貼付後のリングを Fig. 2.6 に示す．用いたひずみアンプは Nec/Avio 製の A2603 である．コーティング剤である RTV シリコンゴムは，高温高圧水環境では長期間に渡って防水効果を維持することが難しく，水温 130℃ における寿命は 7～30 時間程度，水温 150℃ においては 2～3 時間程度である．そのため，複数の実験を連続して行う際は総実験時間について留意する必要がある，これらの時間を超えた場合はゲージの貼り替えが推奨される．コーティングの寿命の目安として，Z 方向の力の測定データへの電気ノイズが挙げられる．RTV シリコンゴムが高温高圧水により加水され，絶縁状態が悪化し，電氣的なノイズが測定データに影響する．このため Z 方向振幅の PI 制御が困難となり，実験を中断する必要がある（p.40 参照）．

また，ひずみゲージに接続したコードはテフロン製の熱収縮チューブにより被覆されており，取り出しにはシーリンググランド（Conax Buffalo Technologies, MHC）を用いた．複数のひずみゲージを使用した場合全てのコードを取り出すことが不可能となるため，用いるひずみゲージはリング側面の片側 1 枚のみとした．また，ヒーターから生じる電気ノイズ対策のため，取り出したコードとブリッジにはアルミシールドとアースを施している．

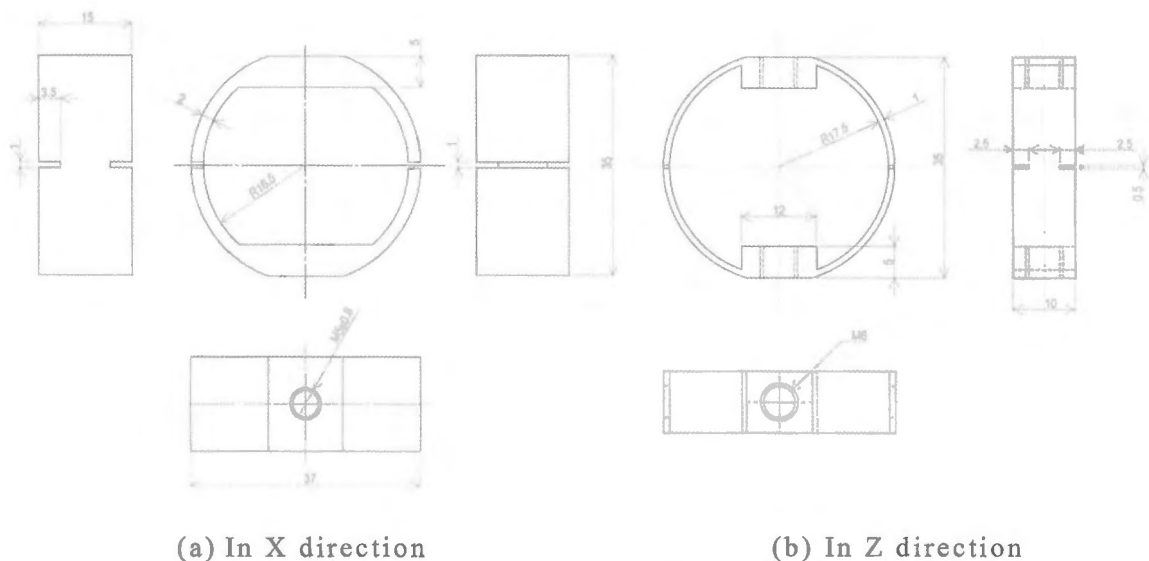


Fig. 2.5 Schematic diagram of the strain rings



Fig. 2.6 Photograph of the strain ring

ひずみリングの較正曲線（Fig.2.7）から、水平方向の力 F_x 、垂直方向の力 F_z はそれぞれ以下のように与えられる。

$$F_x = 0.1483 \mu\epsilon \quad (2.1)$$

$$F_z = 0.2923 \mu\epsilon \quad (2.2)$$

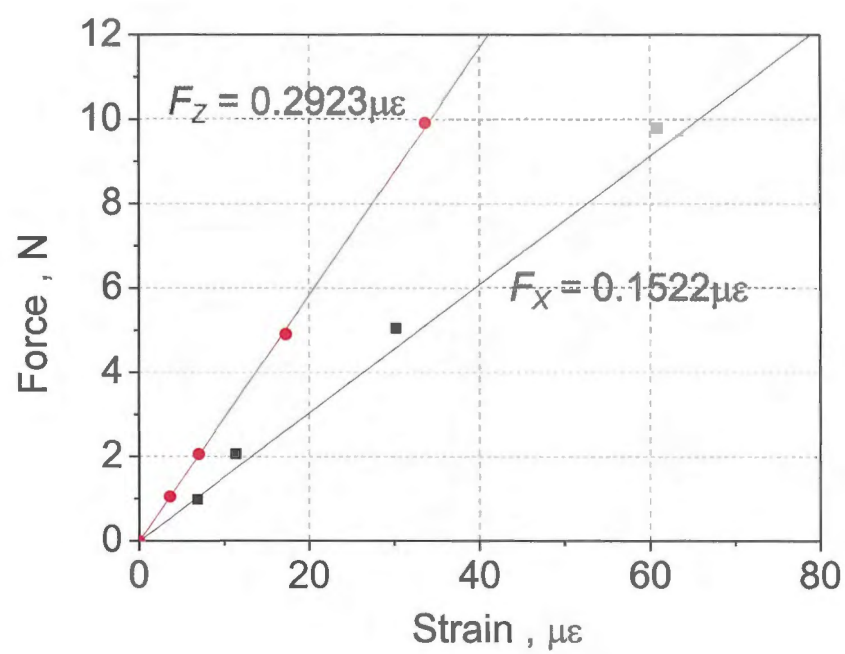


Fig. 2.7 Calibration curves of the strain rings

2.2.3 駆動装置

本装置では駆動機構に piezo アクチュエータを 2 本用いた。piezo アクチュエータを用いる利点として、振幅及び周波数の設定において無段階に設定できることから自由度が高く、また高精度な制御が可能であることが挙げられる。

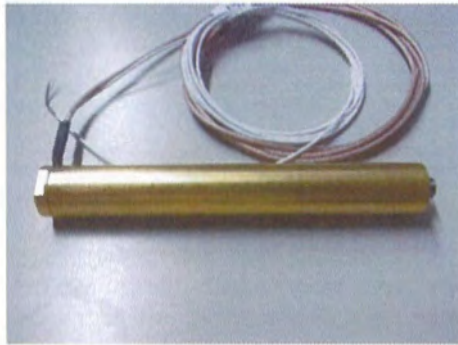
使用する piezo アクチュエータ (Piezomechanik GmbH, PSt-HD200) の寸法及び性能を Table 2.2 に示す。piezo スタックは放熱対策を施したケーシングに収められており、さらに外周部にはアルミ製の放熱フィンが取り付けられている。試験時にはファンにより空冷され、過熱による破損を防いでいる。piezo アクチュエータ本体は試験装置の位置決め機構 (Fig.2.2 ①, ⑥) にボルトで固定され、カップリングを介して各方向のシャフトと直結される。piezo スタックには発生力を効率良く取り出すため、ケーシングを介して 800N の予圧縮力を加えた。最大発生力 (200V を印加した場合) は 1800N である。

アンプと変位計にはメーカー推奨の Piezomechanik GmbH, LE200-070 EBW, DMS 03 を用いている。piezo アクチュエータとその周辺機器を Fig.2.8 に示す。piezo アクチュエータにはひずみゲージが内蔵されており、piezo アクチュエータの変位を変位計に出力することができる。この piezo アクチュエータの無荷重状態における最大変位 (piezo アンプから静的に 200 V を印加した場合の変位) は垂直 (Z) 方向、水平 (X) 方向共に 130 μ m 程度であった。また、正弦波で動的に測定した piezo アクチュエータの電圧と piezo アクチュエータの変位とのヒステリシスループを Fig. 2.9 に示す。

また、本研究で用いた piezo アクチュエータは 20~50 μ m の振幅の正弦波を与えた実験で 200~500 万サイクル程度で破損することがわかった。また、印加電圧の大きさに寿命が反比例する傾向があるため、印加電圧が 140V 以下となる振幅での試験が推奨される。

Table 2.2 Specification of the piezo actuator

Size	Pre-load, N	Maximum load, N	Maximum displacement, μ m
$\phi 15 \times 111$	800 @ 0V	1800 @ 200V	130 @ 200V



(a) Piezo actuator



(b) Piezo actuator and positioning system



(c) Amplifier of piezo actuators



(d) Displacement display of piezo actuators

Fig. 2.8 Photograph of the piezo actuator and other devices

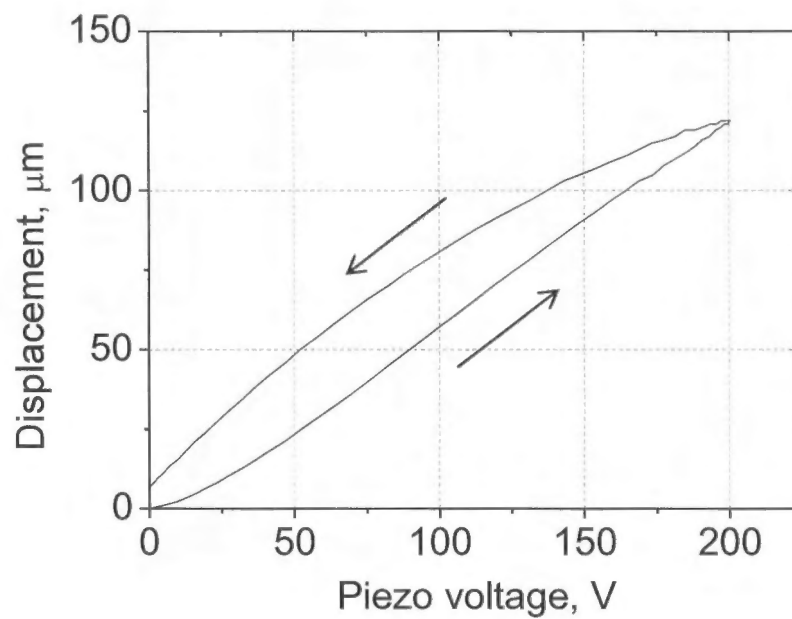


Fig. 2.9 Hysteresis curve of the piezo actuator (Sinusoidal wave, 2.5Hz)

2.2.4 水供給及び調整装置詳細

試験に用いる純水は、水道水をイオン交換樹脂のフィルター(Organo, GC-10)を通して生成したものを用いる。水の電気伝導度は電気伝導率計(東亜 DKK, CM-60G)により測定し、試験機で循環させた際の水の電気伝導度は $<1.5\mu\text{S}\cdot\text{cm}^{-1}$ とした。水は実験前に溶存酸素調整タンク内に適量(10L~20L程度)補充しておく必要がある。タンクの外観を Fig. 2.10(a)に示す。脱酸素調整は、溶存酸素調整タンク内に窒素ガスを吹き込むパージ方式により行う。溶存酸素濃度は、溶存酸素計(東亜 DKK, DO-32A, Fig. 2.10(b))により測定され、設定した値に達すると自動的に窒素ガスの供給を停止する。脱酸素調整する際に使用する窒素ガスの流量は $0.5\sim 1\text{L}\cdot\text{min}^{-1}$ とした。試験時の溶存酸素濃度の変化を Fig. 2.11 に示す。Fig. 2.11 では溶存酸素濃度が 0.01ppm を超えないようにするため、測定濃度が 0.009ppm を超えた場合に窒素ガスを放出するよう設定した。長時間の試験で溶存酸素濃度が大きくなり、窒素の供給が開始されることがあったが(赤線が描かれている間)、試験開始、終了前後で大きな変化はなく、0.01ppm を超えず、0.009ppm 前後で制御されていることがわかる。

水は循環ポンプ(Iwaki, MD-3ZRM-N)によりオートクレーブに供給され、その後高圧ポンプ(日本精密科学, NP-KX-1020, Fig. 2.10(c))により圧力を上昇させる。高圧ポンプの流量及び圧力はそれぞれ最大 $20\text{ml}\cdot\text{min}^{-1}$, 20 MPa である。ここでオートクレーブへの水の供給時、溶存酸素濃度が非常に低い条件で試験を行う際は、オートクレーブ中の空気の影響により供給した水の溶存酸素濃度が上昇するものと考えられる。よって試験時は以下の手順に従い水を供給する必要がある。

- 1) オートクレーブに水を供給する(ベントバルブからオートクレーブの空気を抜く)
- 2) ベントバルブから窒素ガスを注入しながら、供給した水を一旦排水する(オートクレーブ中に窒素ガスが充填される)
- 3) 再度オートクレーブに水を供給する(供給された水は窒素ガスのみに接触する)

水の温度制御は温度調整器(RKC 工業, RKC-LABOX, Fig. 2.10(d))を利用して行う。容器内に設置された水温計(K 型熱電対)により水温を測定しながら、水温が設定した温度に保たれるよう容器のヒーターの電流を温度調整器に内蔵されたコントローラにより PID 制御する。水温はパネル上部にリアルタイムに表示され、 1°C 単位で水温を設定することが可能であり、ヒーターの最大電流は下部のつまみで設定できる。測定した水温の変化を Fig. 2.12 に示す。最大電流が大きいほど目標温度に到達する時間は短くなるが、 5°C 程度のオーバーシュートが見られ、目標温度到達後から温度変化が $\pm 1^{\circ}\text{C}$ に収束することが困難

2. インパクトフレッティング試験装置の開発

2.2 実験装置

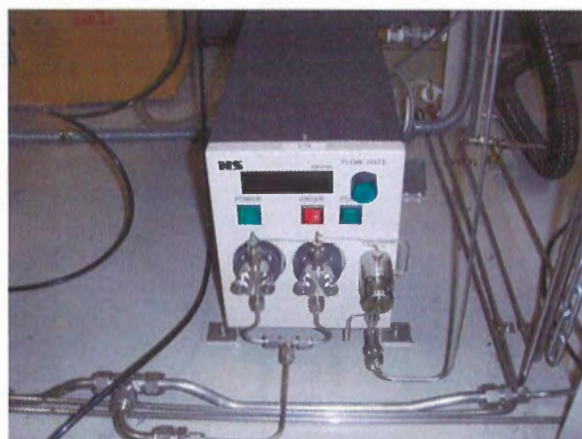
であった (Fig. 2.12 黒線). よって試験の際は目標温度手前で最大電流を手動で適宜抑え, 目標温度への収束を早めることとした. 例として Fig. 2.12 の赤線のように目標が 80°C の場合, 72°C 到達時に最大電流を 9A とした.



(a) Water tank



(b) Dissolved oxygen meter



(c) High pressure pump



(d) Temperature controller

Fig. 2.10 Water feeding devices

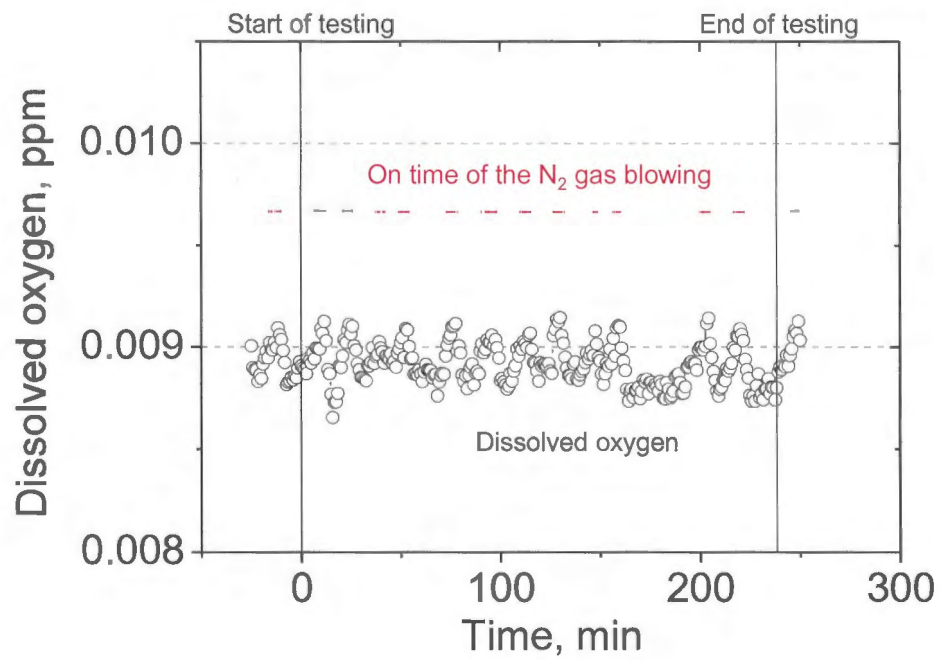


Fig. 2.11 Temporal change of dissolved oxygen

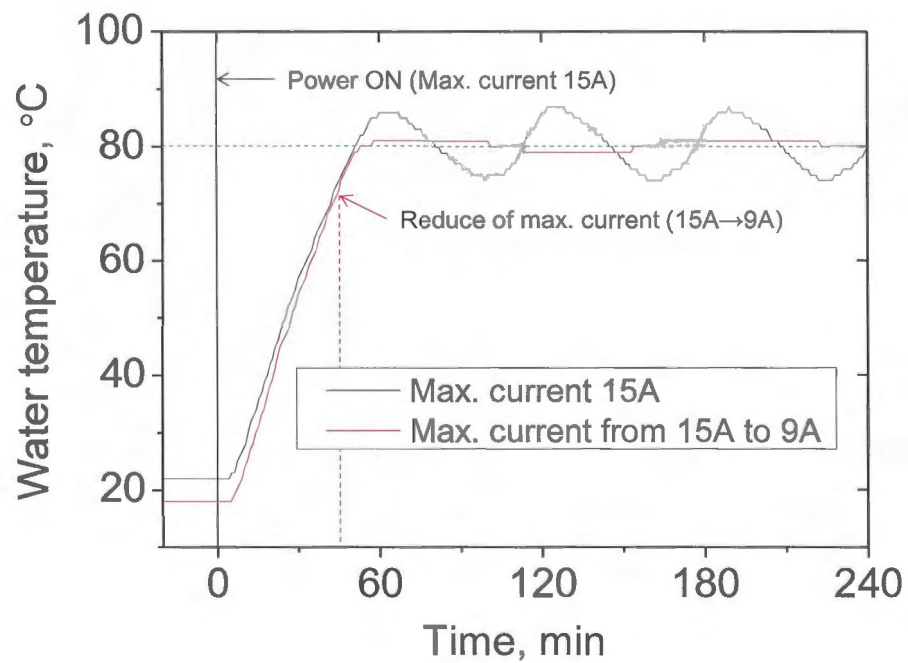


Fig. 2.12 Temporal changes of water temperature

2.2.5 測定・制御システム

測定・制御システムのブロックダイアグラムを Fig. 2.13 に示す. PC(富士通, CELSIUS N460) には A/D コンバーターボード (Interface, PCI-3178, 16bit) と D/A コンバーターボード (Interface, PCI-3305, 12bit) が接続されている. A/D コンバーターボードにより, X, Z 方向の力 (Fig. 2.13, ④, ⑥), X, Z 方向のピエゾアクチュエータの駆動電圧 (Fig. 2.13, ①, ②), X, Z 方向のピエゾアクチュエータの変位 (Fig. 2.13, ③, ⑤), X 軸の軸端での変位 (Fig. 2.13, ⑦) が記録される.

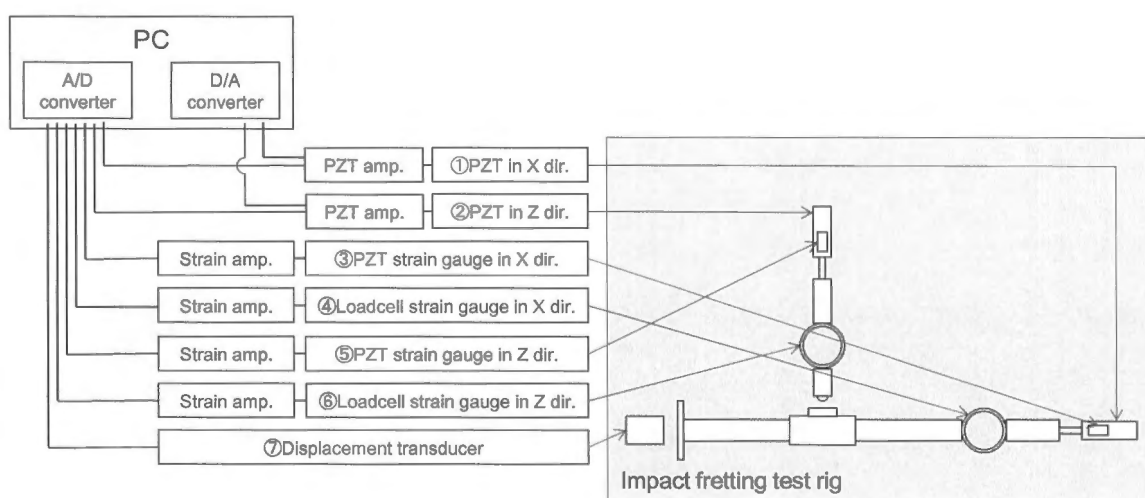


Fig. 2.13 System diagram of the impact fretting test rig

ピエゾアクチュエータの駆動電圧は, D/A コンバーターボードから 0~5V の電圧としてアンプへ送られ, さらに約 40 倍に増幅されて供給される. インパクトフレットング試験において, 各軸へ以下の正弦波状の駆動電圧 V が供給される.

$$V = A \sin(2\pi f \cdot t + s\pi) + V_0 \quad (2.3)$$

ここで, A は電圧の振幅, f は振動周期, t は時間, s は初期位相, V_0 はオフセット電圧である. 式(2.3)で表される出力電圧を水平方向と垂直方向について変位へ変換すると, 以下の 2 つの式が得られる.

$$D_x = A_x \sin(\pi f \cdot t + s\pi) + D_{x0} \quad (2.4)$$

$$D_z = A_z \sin(2\pi f \cdot t + s\pi) + D_{z0} \quad (2.5)$$

D_x , A_x , D_{x0} はそれぞれ, 水平方向の変位, 変位の振幅値, オフセット変位であり, D_z , A_z , D_{z0} は垂直方向の変位, 変位の振幅値, オフセット変位である. 式(2.4)と式(2.5)から時間パラメータ t を消去し初期位相を $3/2\pi$ とすると,

$$D_z = D_{x0} + A_z - 2A_z \left(\frac{D_{x0} - D_x}{A_x} \right)^2 \quad (2.6)$$

という上部試験片の軌跡を表す式が得られる. 本研究では, Z 方向の全振幅の $1/2$ の位置で試験片同士が衝突するように式(2.3)のパラメータを設定する. よって, 試験片同士が接触する振幅は X 方向の全振幅の約 71% ($1/\sqrt{2}$ 倍) となる. 例として, X 及び Z 方向の振幅を $100\mu\text{m}$ とした場合, 上部試験片の下部試験片に対する軌道は Fig. 2.14 のようになる. 試験片同士が接触しない場合, 点線に沿って動作し, 試験片同士が接触する場合, 実線に沿って動作する. 実線に沿った動作中は試験片同士が接触し, さらに変位が加えられることで荷重が付加される. そして, この電圧の振幅 A は, 以下の PI 制御により調整される.

$$\Delta A(t) = K_p \Delta w(t) + K_i \int_0^t \Delta w(\tau) d\tau \quad (2.7)$$

ここで, ΔA は振幅 A の修正量, t は時間, K_p は比例ゲイン, Δw は目標値と測定値とのずれ, K_i は積分ゲインである. ピエゾアクチュエータのヒステリシスやオートクレープのシーリングの摩擦により, ある電圧の振幅に対する変位 (動的変位) は振動周期等の条件と共に変化すると考えられるが, 上記の PI 制御により一定の振幅及び荷重が付加されるよう制御される.

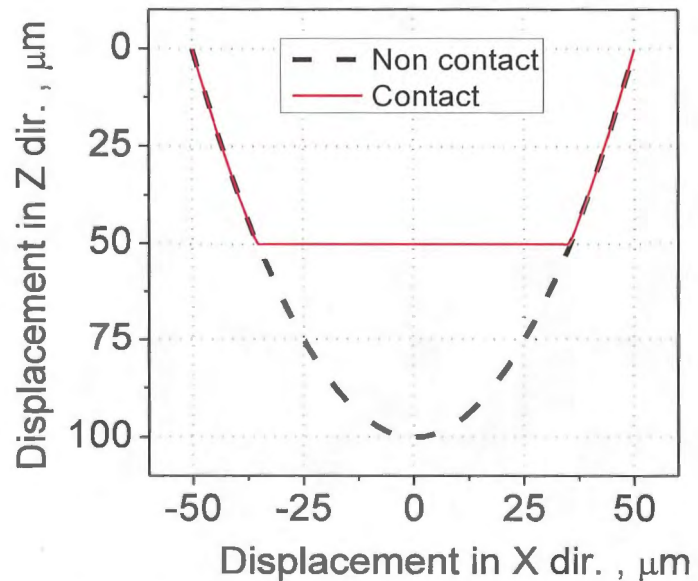


Fig. 2.14 Relative trajectory of the impact fretting
(Obtained by calculation, Amplitude in X and Z direction: $100\mu\text{m}$)

2.3 試験装置の動作

ここではインパクトフレットング装置の挙動について検討する．まず，試験時に piezo アクチュエータにより出力される振幅を Fig. 2.15 に示す．これを見ると，Z 方向の振動は X 方向の 2 倍の振動周期で制御されているのがわかる．また，Fig. 2.16 の X 方向軸端の変位は，X 方向の piezo アクチュエータに内蔵された変位計により得られたプロットに対し，10ms 程度の遅れと 5% 程度の変位の損失が見受けられた．これは軸とオートクレーブ間で使用された密閉のためのシーリング（O リング）による摩擦と，それにより生じる X 方向の軸に直結されたひずみリングの弾性変形により，上記のような遅れと損失が生じたと考えられる．

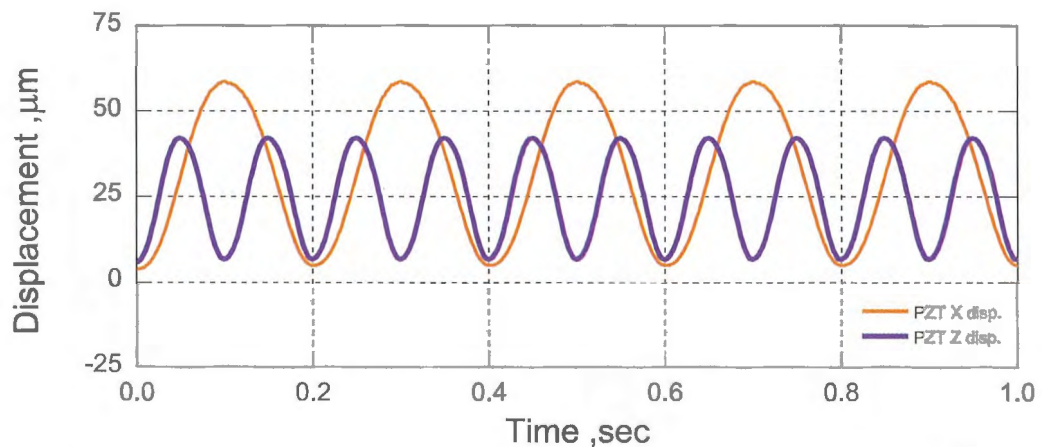


Fig. 2.15 Displacement of piezo actuators (Freq. in X dir.: 5Hz)

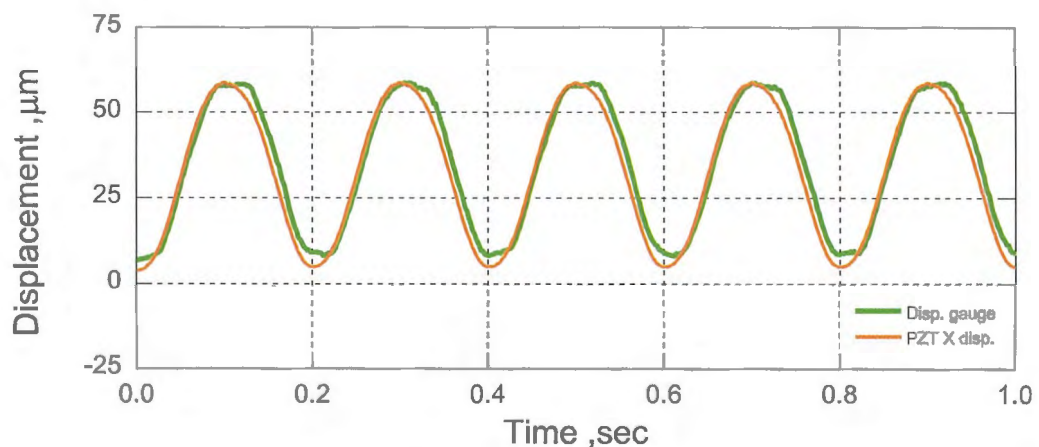
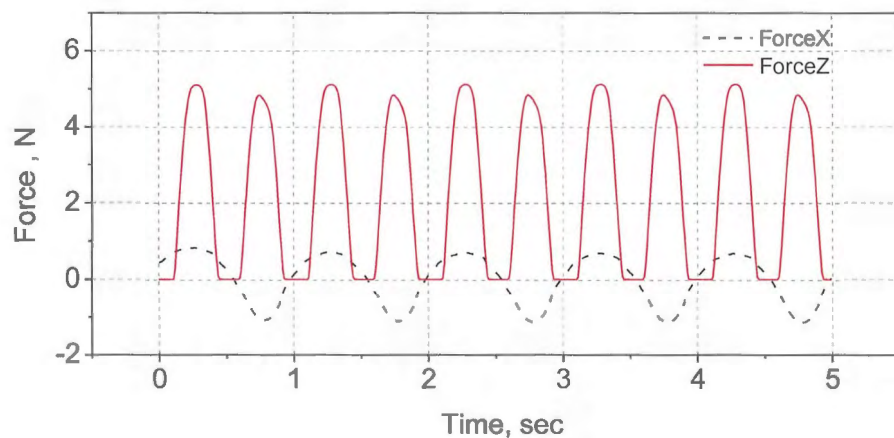


Fig. 2.16 Displacement of piezo actuator and axial end (Freq. in X dir.: 5Hz)

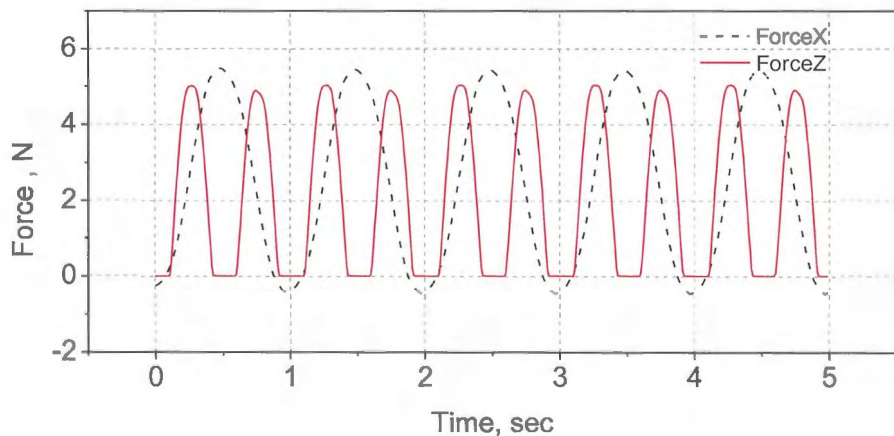
2. インパクトフレッシング試験装置の開発

2.3 試験装置の動作

次に、インパクト荷重を 5N, X 方向の振動周期を 1Hz として動作させた場合の X, Z 各方向の力の測定結果を Fig. 2.17(a),(b)に示す. これらを見ると, Z 方向の力から, 上部試験片と下部試験片が接触と非接触を一定周期で繰り返しており, PI 制御によりほぼ一定荷重で制御されているのがわかる. Z 方向の荷重は, 1 回の衝突毎にピーク値が 0.2N 程度上下しているが, これは試験片同士の摩擦力により, Z 軸のロードセルに対し曲げモーメントが生じたためと推測される. X 方向の力については, Fig. 2.17(a)の大気中では半周期毎にピークの波形が異なっている. これは, O リングの変形抵抗が往復運動における各方向(+方向と-方向)で均等にかかっていないことが原因である. また, 水を循環させ昇圧させた場合の Fig. 2.17(b)は, X 方向の力の振幅が大気中の場合に比べ 3 倍程度になっており, オートクレーブ内圧により O リングと軸の摩擦が増大することを示唆している, また計測された X 方向の力は, 接触中は試験片同士の摩擦力を含む.



(a) In air



(a) In pressurized water

Fig. 2.17 Impact force and frictional force (Impact load:5N, Freq. in X dir.:1Hz)

2. インパクトフレッティング試験装置の開発

2.3 試験装置の動作

インパクトフレッティングにおける摩擦力を求めるため、非接触状態で動作させた際の X 方向の力を計測し、試験時の X 方向の力との差を算出する。得られたヒステリシスループを Fig. 2.18 に示す。これらを見ると、(a)の試験中と(b)の Z 方向が無負荷状態のヒステリシスループの示す摩擦力にはほとんど差がない。また、(a)と(b)の差をとりプロットした(c)でも摩擦力が得られていないことがわかる。純水中におけるフレッティングの摩擦係数は、例えば李ら⁶⁾によれば 0.2 前後、平山ら¹⁾によれば 0.6 前後の値を報告しており、本章の実験結果はこれらの結果と大きく異なっている。これは本研究室で開発したインパクトフレッティング装置では密閉容器のシール(Oリング)の摩擦が支配的であり、試験片同士の摩擦力の測定が困難であることを示唆している。

また、水温を 130°C 程度として実験を長時間にわたり行った場合、ひずみリングに塗布したシリコンゴムの加水による劣化が生じ、絶縁性の低下から Z 方向の力の計測が困難となった。Z 方向の力は、インパクトフレッティングにおける Z 方向の振幅の PI 制御においてフィードバックする値である。つまり、この計測が行えない場合、実験の継続は不可能である。さらに 150°C まで昇温させた場合、オートクレーブ中の水温の維持に比較的大きな電流 (15A 程度) を必要とし、その際にオートクレーブから発せられる電気ノイズが測定データ(特に Z 方向の力のデータ)に影響することで、試験装置の制御が困難であった。よって本論文では Table 2.1 の範囲の水温で実験を行うこととした。

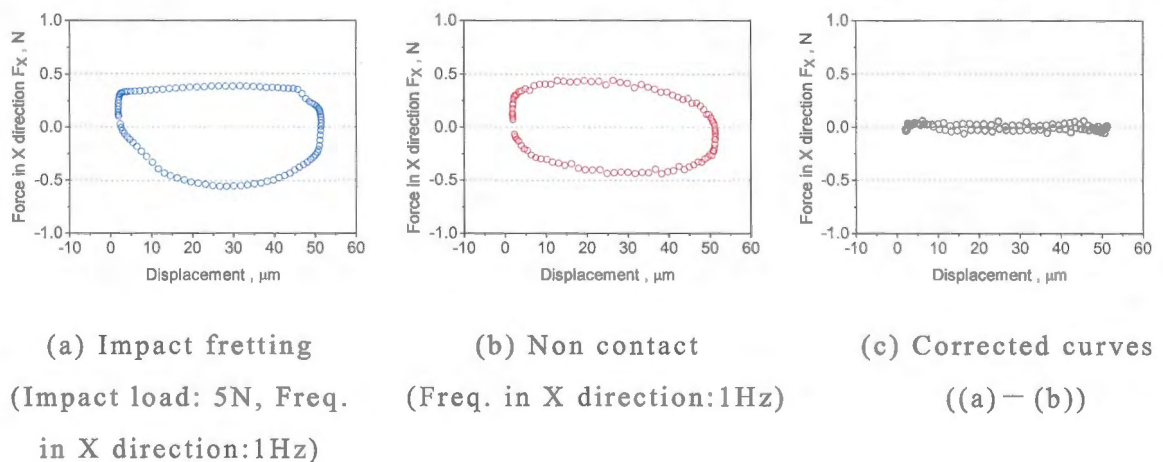


Fig.2.18 Hysteresis curves

2.4 結言

本章ではインパクトフレッティング装置を開発し、その動作を検証した。最大 130°C の高温環境，0.01～8ppm の溶存酸素濃度の調整，1.5～7N の一定の最大荷重及び 20Hz 程度の一定間隔における，ほぼ一定箇所への衝突と摩擦による摩耗試験が可能であることが確認された。しかし X 方向のシーリングにおける摩擦が大きく，摩擦係数の測定は困難であった。また原子力プラントにおけるドレン等の冷却系配管環境⁷⁾は最高 180°C 程度といわれており，課題としてロードセルの耐熱性の向上およびバンドヒータによる電気ノイズへの対策がある。

本章で開発したインパクトフレッティング装置では，動的腐食の有無を検討するための水温としては十分検討可能な環境であると考えられる。よって次章では，この装置を用いインパクトフレッティング摩耗の特異性及び LDI のモデル実験としての妥当性について検討する。

参考文献

- 1) 平山有沙，岩渕明，八代仁，三田村仁：純水中における炭素鋼のフレッティング特性，日本機械学会東北支部秋季講演会講演論文集，44 (2008) pp.109-110.
- 2) D. Kaczorowski, J. M. Georges, S. Bec, A. Tonck, A. B. Vannes, J. P. Vernot : Wear of a stainless steel in pressurized high temperature water, C. R. Acad. Sci. Paris, t. 2, Série IV (2001) pp.739-747.
- 3) H. Attia, Y. B. Gessesse, M. O. M. Osman : New parameter for characterizing and correlating impact-sliding fretting wear to energy dissipation - experimental investigation, Wear, 263 (2007) pp.419-429.
- 4) A. Lina, D. Moinereau, X. Delaune, C. Phalippou, B. Reynier, P. Riberty : The influence of water flow on the impact/sliding wear and oxidation of PWR control rods specimens, Wear, 251 (2001) pp.839-852.
- 5) B. Reynier, C. Phalippou, P. Riberty, J. Sornin: Influence of a periodic latency time on the impact/sliding wear damage of two PWR control rods and guide cards specimens
- 6) 李積武：腐食環境における耐食性材料のフレッティング摩耗に関する研究，岩手大学博士論文 (2006) pp.41-65.

2. インパクトフレットング試験装置の開発

参考文献

- 7) 女川原子力発電所第2号機 第9回定期検査報告書, 東北電力株式会社 (2008) pp.45-52. https://www.tohoku-epco.co.jp/news/atom/test/_icsFiles/afieldfile/2008/03/18/0318.pdf (参照日 2013 年 11 月 1 日)

第3章 インパクトフレットング摩耗の特異性

3.1 緒言

これまで原子炉燃料被覆管とスペーサ間のサージングにより生じる摩耗について検討するため、シリンダオンシリンダ型の装置によるインパクトフレットング試験が行われてきた¹⁻⁵⁾。これらによれば、インパクトの動作とすべりの動作が組み合わされた場合で摩耗量が大きくなる報告がなされた。また、接触範囲における機械的なエネルギーがインパクトフレットング摩耗において支配的であるという報告¹⁾や、非接触時間に摩耗率は大きく依存するといった報告³⁾がされた。しかしながら、ほとんどの研究で衝突箇所が一カ所ではなく、衝突の際に与えられる接触力にもばらつきのある試験であった。そのため、摩耗において支配的な因子やインパクトフレットング摩耗のメカニズムについて詳細な検討はなされていない。

第2章で開発したインパクトフレットング装置は、これまでの試験装置とは異なり1往復に2回、ほぼ一定箇所に衝突が生じる。また、インパクト試験及びフレットング試験を行うことも可能であり、比較的特殊な動作であるインパクトフレットングの基礎的な試験を行うことができると考えられる。本章ではインパクトフレットング試験により得られる摩耗とこれまでの研究結果を比較し、またインパクトフレットングとフレットング、インパクトによる摩耗を比較し、インパクトフレットング摩耗の特異性を明らかにする。

3.2 実験方法

3.2.1 実験装置

実験装置には第2章で開発した高温インパクトフレットング試験装置を用いた。オートクレーブ中において、垂直方向の軸端に上部試験片、水平方向のほぼ中心に下部試験片を取り付け、それらは2方向にピエゾアクチュエータにより正弦波で調和、振動する。これによりほぼ一定の箇所で接触、摩擦させることが可能である。またオートクレーブ中には純水が充填され、 $15\text{ml}\cdot\text{min}^{-1}$ で循環させた。また、計測システムについても Fig. 2.13 と同様である。

3. インパクトフレッティング摩耗の特異性

3.2 実験方法

3.2.2 試験片

上下に振動する上部試験片には直径 6.4mm (0.25inch) の化学的に安定であると考えられるアルミナのセラミックスボール（日本セラテック，Sa:0.10 μ m）を用いた．また，左右に振動する下部試験片には直径 11.5mm，厚さ 2.7mm の原子炉配管材料である SUS304 オーステナイトステンレス鋼のディスクを用いた．アルミナボール及び SUS304 ディスクの化学成分を Table 3.1，機械的特性を Table 3.2 に示す．ディスク試験片の表面は 1000 番から 3000 番までエメリー紙で研磨後，バフ研磨を行い鏡面仕上げ（Sa:0.05 μ m）とした．両試験片共に試験前に超音波洗浄機（Sibata，SU-2TH）によりアセトン中で 5 分程度脱脂洗浄を行った．試験直前の両試験片の外観と AFM（Atomic Force Microscope）による表面プロファイルを図 3.1 に示す．AFM システムの仕様及び測定条件は 3.2.4 項で述べる．

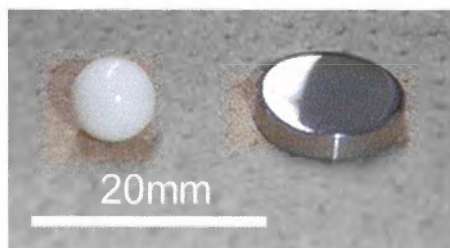
Table 3.1 Chemical composition mass% of the test specimen

(a) Alumina						
Chemical composition	SiO ₂	Fe ₂ O ₃	MgO	Na ₂ O	K ₂ O	Al ₂ O ₃
Mass%	0.15	0.04	0.19	0.02	0.02	bal.

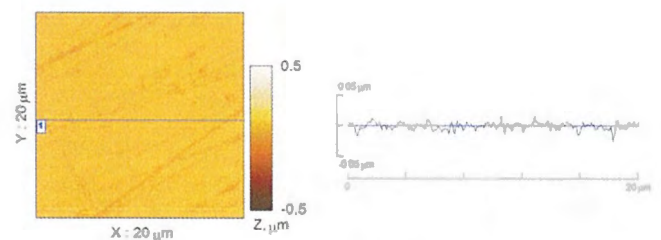
(b) SUS304								
Chemical composition	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Fe
Mass%	0.08	1.00	2.00	0.045	0.03	18.0	8.0	bal.

Table 3.2 Mechanical properties of the test specimen

Material	Vickers hardness, HV	Young's modulus, GPa	Poisson's ration	Surface roughness Sa, μ m
Alumina	1800	390	0.24	0.10
SUS304	300	197	0.30	0.05



(a) Photograph of the specimens



(b) AFM image of SUS304 disk

Fig. 3.1 Photograph and AFM image of the initial (buffing) surface of the SUS304 disk

3. インパクトフレットング摩耗の特異性

3.2 実験方法

3.2.3 実験条件

Table 3.3 の実験条件により，各動作による摩耗特性を検討する．サイクル数は 5×10^4 とした．インパクトのみの試験は 1 サイクルで 1 回の衝撃を与え，インパクトフレットング試験では 1 サイクルで 2 回の衝撃を与えるため，インパクトのみの試験ではサイクル数は 10^5 となる．また，インパクト試験では純水のスクィーズ作用について検討するため，空気中における試験も行った (No.17)．No.10 のフレットング試験における荷重及び振幅は，No.4 のインパクトフレットング試験から得られた 1 サイクルの平均荷重とすべり距離に設定した (Fig. 3.2)．また，Table 3.4 の実験条件から，インパクトフレットング摩耗における振幅及び荷重依存性を検討し，過去の研究結果と比較，考察する．

Table 3.3 Experiment conditions for examination of the effect of motions

No.	Water temp. °C	Water pressure MPa	Dissolved oxygen ppm	Amp. in X dir. μm	Frequency Hz		Impact load N	Type of motion
					X	Z		
1	30	0.5	0.01	50	1	2	3	IF
2	50	0.5	0.01	50	1	2	3	IF
3	80	0.5	0.01	50	1	2	3	IF
4	80	0.5	0.01	50	1	2	5	IF
5	100	0.5	0.01	50	1	2	3	IF
6	130	0.5	0.01	50	1	2	3	IF
7	30	0.5	0.01	50	1	-	3 (const.)	F
8	50	0.5	0.01	50	1	-	3 (const.)	F
9	80	0.5	0.01	50	1	-	3 (const.)	F
10	80	0.5	0.01	42	1	-	3.5(const.)	F
11	100	0.5	0.01	50	1	-	3 (const.)	F
12	130	0.5	0.01	50	1	-	3 (const.)	F
13	30	0.5	0.01	0	-	2	3	I
14	80	0.5	0.01	0	-	2	5	I
15	80	0.5	0.01	0	-	2	3	I
16	130	0.5	0.01	0	-	2	3	I
17	RT	In air	-	0	-	2	3	I

IF: Impact fretting, F: Fretting, I:Impact

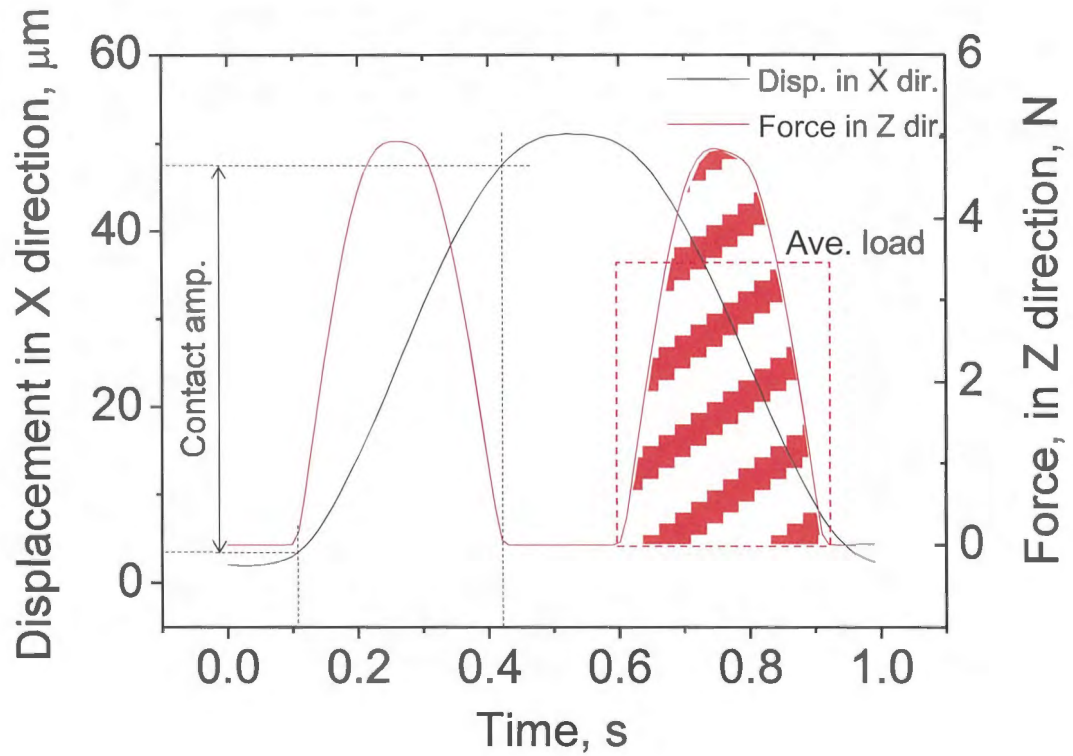


Fig. 3.3 Average load and contact amplitude on impact fretting

Table 3.4 Experiment conditions for examination of the effect of amplitude on impact fretting wear test

No.	Water temp. °C	Water pressure MPa	Dissolved oxygen ppm	Amp. in X dir. μm	Frequency Hz		Impact load N
					X	Z	
1	80	0.5	0.01	30	1	2	3
2	80	0.5	0.01	50	1	2	3
3	80	0.5	0.01	70	1	2	3
4	80	0.5	0.01	30	1	2	5
5	80	0.5	0.01	50	1	2	5
6	80	0.5	0.01	70	1	2	5
7	130	0.5	0.01	30	1	2	3
8	130	0.5	0.01	50	1	2	3
9	130	0.5	0.01	30	1	2	3
10	130	0.5	0.01	50	1	2	3

ここで、インパクトフレッティングにより試験片同士で実験の初期に生じる面圧を、Herz の弾性接触理論⁶⁾より求める。球と平面における接触半径 a は、 P を荷重、 R を球の半径、 E' を複合ヤング率とすれば、

$$a = \left(\frac{3}{4} PR \frac{1}{E'} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.1)$$

と表される。複合ヤング率 E' は、 E_1 、 E_2 をヤング率、 ν_1 、 ν_2 をポアソン比とすれば、以下の式から求めることができる。

$$\frac{1}{E'} = \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \quad (3.2)$$

平均接触圧力 \bar{p} は荷重を接触面積で割った値から以下のように求められる。

$$\bar{p} = \frac{P}{A} = \frac{P}{\pi a^2} = \left(\frac{16}{9\pi^3} \frac{P}{R^2} E'^2 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.3)$$

最大接触圧 p_0 は平均接触圧力を 1.5 倍することで算出することができる。

$$p_0 = \left(\frac{6}{\pi^3} \frac{P}{R^2} E'^2 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (3.4)$$

SUS304 とアルミナボールのヤング率はそれぞれ 197, 390GPa、ポアソン比は 0.3, 0.24 であり、これを用いて荷重が 3, 3.5, 5N のときの初期の接触圧力をそれぞれ算出すると、平均接触圧力は 698, 735, 827MPa、最大接触圧力は 1050, 1100, 1240MPa であった。

3.2.4 測定方法

下部試験片の摩耗痕は SEM (Scanning Electron Microscope, 日本電子データム, JSM-5310) により観察され、EPMA (Electron Probe MicroAnalyzer, 日本電子データム, JED-2140) により摩耗痕の化学状態が分析された。また、必要に応じて AFM (Atomic Force Microscope, SII ナノテクノロジー, SPI3800 及び SPA400) により摩耗痕部の表面性状の測定を行った。その後 3 次元粗さ計 (小坂研究所, SE-3AK または Mitsutoyo, SV-2100) により表面をトレースした。

3. インパクトフレッティング摩耗の特異性

3.2 実験方法

SEM, EPMA, 3次元表面粗さ計の測定条件をそれぞれ Table 3.5~Table 3.7 に示す。また, AFM の測定条件及び仕様を Table 3.8~Table 3.10 に示す。

Table 3.5 Observation conditions for SEM

Acceleration voltage, kV	15
Kind of image	Secondary electron image
Scanning mode	LSP (line scanning)
Scanning velocity, sec·frame ⁻¹	84.6

Table 3.6 Measurement conditions for EPMA

Conditions of sequence analysis	
Acceleration voltage, kV	15
Analytical ray	K-ray
Effective time, sec	100
Conditions of digital mapping	
Acceleration voltage, kV	15
Analytical ray	K-ray
Datum number	256×256
Dual time, msec	0.2

Table 3.7 Measurement conditions for stylus based profilometer

Radius of tip, μm	2
Scanning velocity, $\text{mm}\cdot\text{sec}^{-1}$	0.2
Resolution in height direction, nm	0.50
Scanning pitch, μm	X:1.0, Y:10
Datum area, mm^2	0.50×0.50
Contact load, mN	0.7

Table 3.8 Measurement conditions for AFM

Deflection, nm	-150
Scanning frequency, Hz	0.1 ~ 0.5
Datum number	256×128
Datum area, μm^2	5×5~50×50

Table 3.9 Specification of SPI3800 probe station

X, Y scanning voltage and resolution	±200V, 18bit
Z scanning voltage and resolution	±200V, 21bit
Maximum datum number	1024×1024
Scanning rotation, deg	±180°, 0.1°step

Table 3.10 Specification of SPA400

Detection system	Optical lever method
Resolution	Atomic resolution
Maximum specimen size	35mm ϕ , 10mm thickness
Scanning range	110 μm square, 5 μm height
Positioning microscope resolution	900×1200, 260×340

摩耗量及び最大摩耗深さの算出には、摩耗痕外部の比較的平坦な部分を基準表面とし、以下の式によって2次の回帰処理を行いうねり等を除去した。

$$z = ax^2 + by^2 + cxy + dx + ey + f \quad (3.5)$$

ここで x は測定面の横方向（測定方向）の変位、 y は測定面の縦方向（送り方向）の変位、 z は測定面に対し法線方向（高さ方向）の変位を示し、 $a \sim f$ はフィッティングにより得られる係数である。その後、得られた基準表面より下部の体積を摩耗量、摩耗痕上の最大深さを最大摩耗深さとした。摩耗量の算出は以下の式による。

$$V = \sum_{i=1}^n A_i \Delta b \quad (3.6)$$

ここで、 V は摩耗量、 A_i はある断面における基準表面の線より下部の面積、 Δb は測定ピッチである。塑性流れや酸化物等の堆積により生じると考えられる基準表面より上部の体積を計算することも可能である。しかしながら、本研究の配管減肉現象に対するアプローチにおいては深さ方向の摩耗が重要であるため、上部の体積については無視する。また、比摩耗量は上記の摩耗量を以下のようにすべり距離と接触中の平均荷重で除すことで得られる。

$$w_s = \frac{V}{PL} \quad (3.7)$$

本章における摩耗の評価項目には主に、摩耗量 V 、比摩耗量 w_s 及び最大摩耗深さを用いる。

3.3 実験結果及び考察

3.3.1 摩耗特性の比較

インパクトフレットングの衝撃と摩擦の相互作用について検討するため、まず Table 3.3 における No.4, No.10, No.14 の結果を比較する。このインパクトフレットング試験の X 方向の振幅は、非接触状態を含む全振幅であり、実験時の測定データから得られた接触振幅は $42\mu\text{m}$ であった。これは、フレットング試験における振幅と一致する。本実験では、振動周期を一定、全振幅における平均荷重を一定としたため、SUS304 ディスクに生じる摩耗痕がアルミナボールから受けた力積は一定になると推測される。力積 I は力を F 、力を負荷する時間を t とすると、以下のように求められる。

$$I = Ft \quad (3.8)$$

Fig. 3.3 に 3 次元粗さ計によるプロファイルの鳥瞰図、得られた摩耗量及び力積を Fig. 3.4 に示す。これによれば、摩耗における機械的作用の指標となる力積がほぼ一定であることに対し、摩耗量はインパクトフレットングの場合が最も大きな $1.7 \times 10^{-4} \text{mm}^3$ を示し、インパクトのみ、フレットングのみではそれぞれインパクトフレットングの約 1.5%、約 20%まで減少しているのがわかる。これは、インパクトフレットングにより化学的作用である酸化皮膜の生成と、機械的作用である酸化皮膜のはく離が促進され、相乗作用で摩耗を激しくした可能性を示唆している⁷⁻⁸⁾。

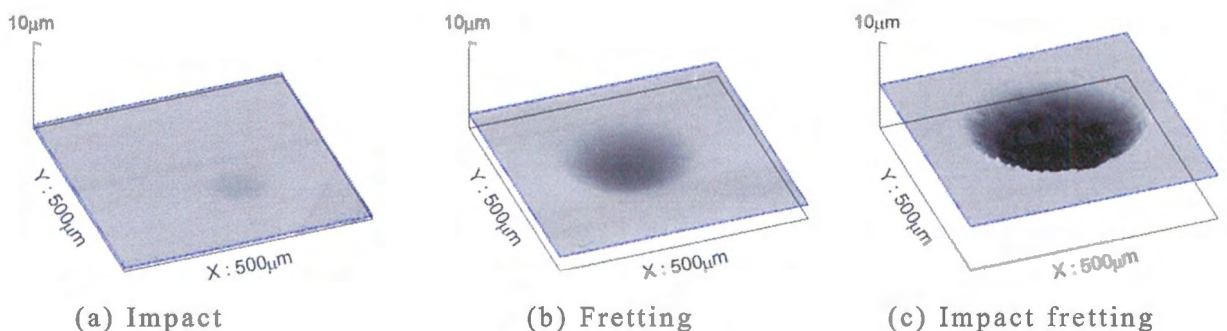


Fig. 3.3 Comparison of wear scar of the steel disks (Water temp: 80°C , Freq. in Z dir.: 2Hz)

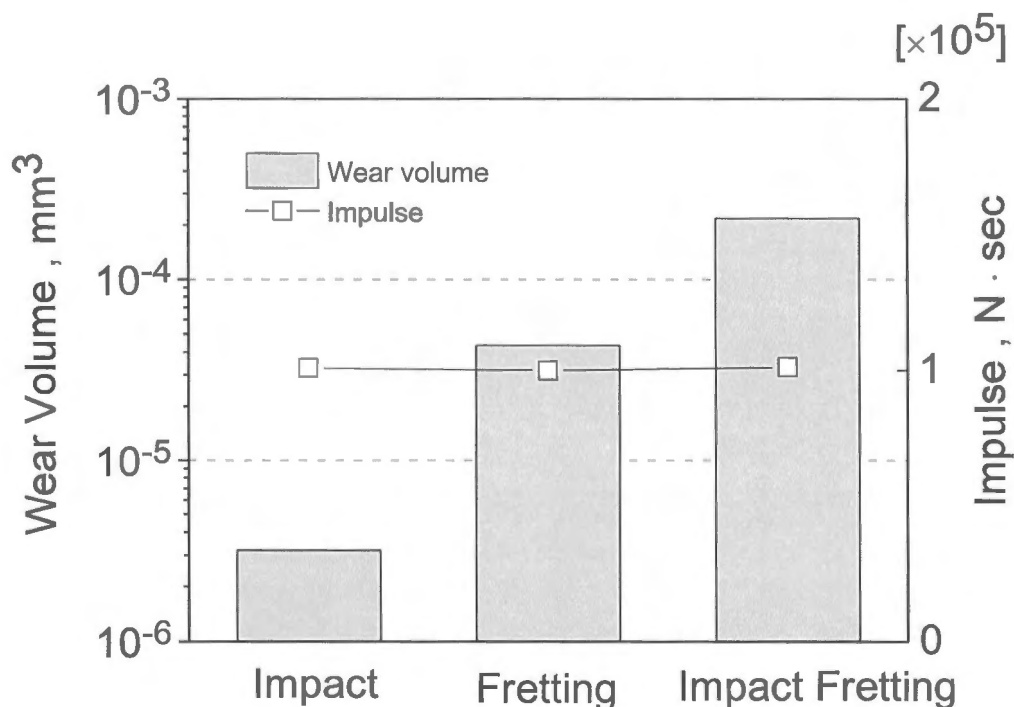


Fig. 3.4 Relationship between the wear volume of the steel disks and the impulse

また、SEM 観察及び EPMA 分析では、Fig. 3.5 のインパクト試験の摩耗痕には黒色の粒が付着しているのが確認できるが EPMA 像から有意な結果は得られていない。Fig. 3.6 のフレットングによる摩耗痕は、摩耗痕のエッジ部が黒色に変化しているのがわかる。また摩耗痕は楕円状であり、試験片の接触が円であるとすれば、SEM 像に記した点線のように接触し振動されたと推測される。この点線の互いのずれは、X 方向の振幅 $42\mu\text{m}$ と一致する。比較的小さな荷重かつ $42\mu\text{m}$ の振幅からグロススリップ域における摩耗であると予測されるが、明確な摩耗粉等の排出は確認できない。EPMA 像においても、インパクトのみの試験結果と同様に有意な結果は得られなかった。一方、Fig. 3.7 のインパクトフレットングでは、黒色の皮膜が付着しており、他の 2 つの摩耗痕よりも表面は粗く見える。EPMA 像から、黒色の皮膜は Cr リッチであることがわかり、酸化皮膜の成長とはく離が摩耗特性に大きく影響した可能性を示唆している。

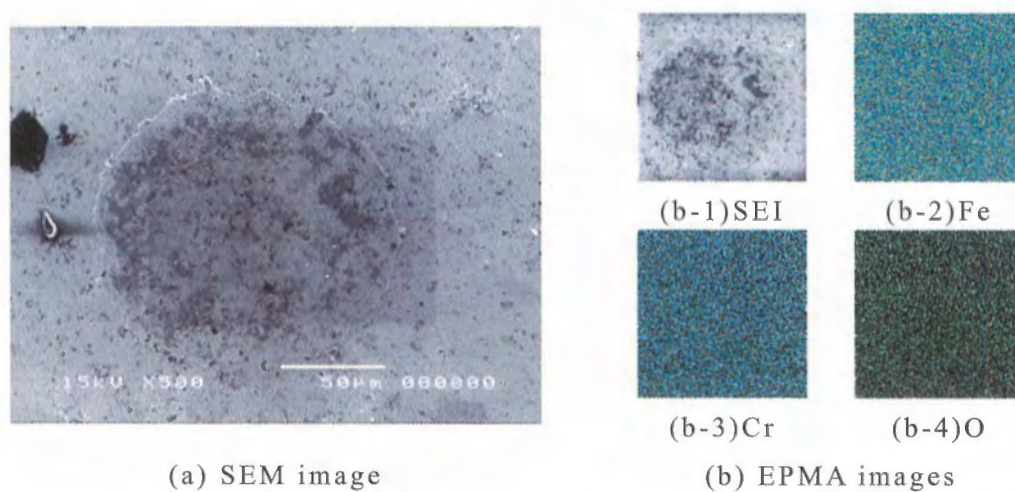


Fig. 3.5 SEM and EPMA image of the wear scar under impact wear test (No.4)

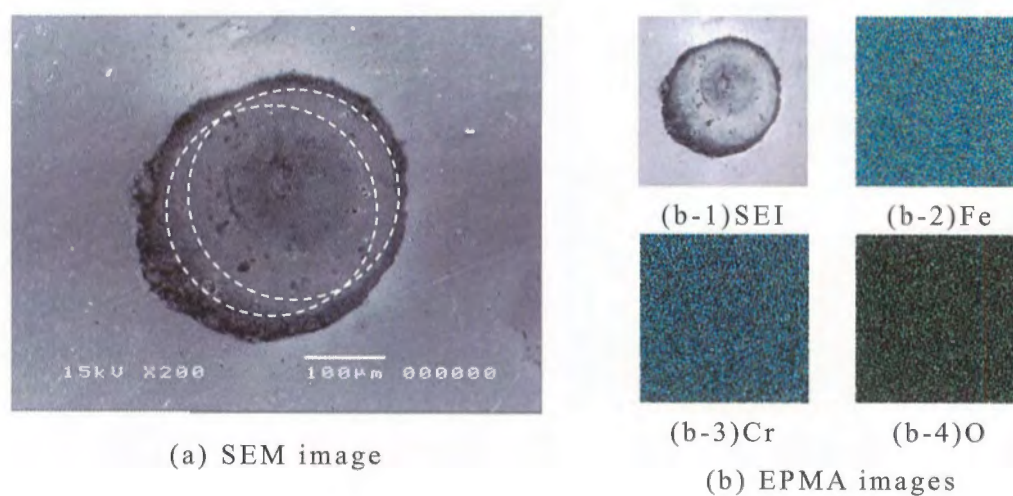


Fig. 3.6 SEM and EPMA image of the wear scar under fretting wear test (No.10)

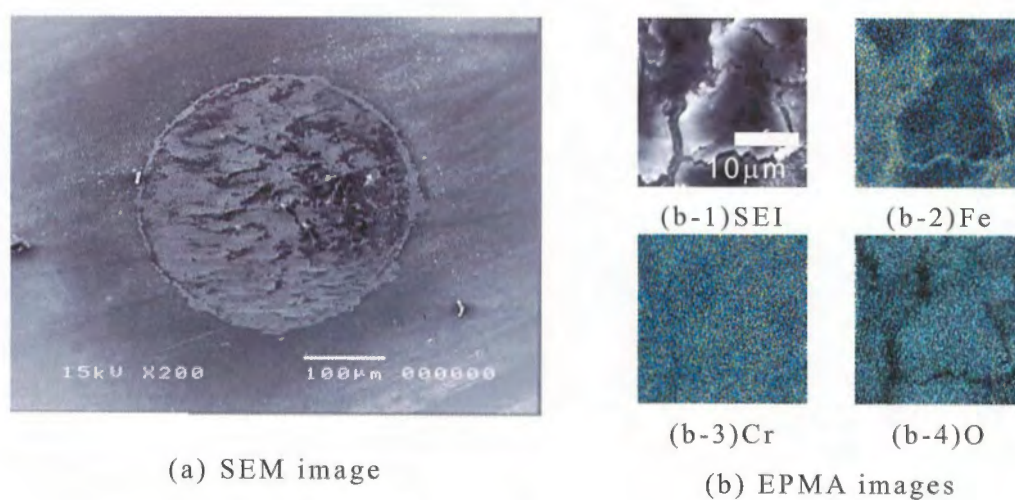


Fig. 3.7 SEM and EPMA image of the wear scar under impact fretting wear test (No.14)

次に, Fig. 3.8 のようにインパクトフレッティングとフレッティングのみによる試験を, 水温を 5 段階に変化させ行った. 比摩耗量を比較すると, 最大 1 オーダー程度の差が生じているが, インパクトフレッティングの場合, 水温 130°C で比摩耗量が急激に減少している. Fig. 3.9 の AFM による摩耗痕のプロファイルは, 水温 80°C においてフレッティングでは比較的滑らかな面が得られているが, それに対しインパクトフレッティングにおいては摩擦方向の条痕が観察された. これはインパクトフレッティングではフレッティングに比べ激しい摩耗が生じたことを示唆している. また, Fig. 3.10 のように水温 130°C において, フレッティングでは 80°C と同様になめらかな面が見られるが, インパクトフレッティングでは酸化生成物と思われる堆積物が観察された.

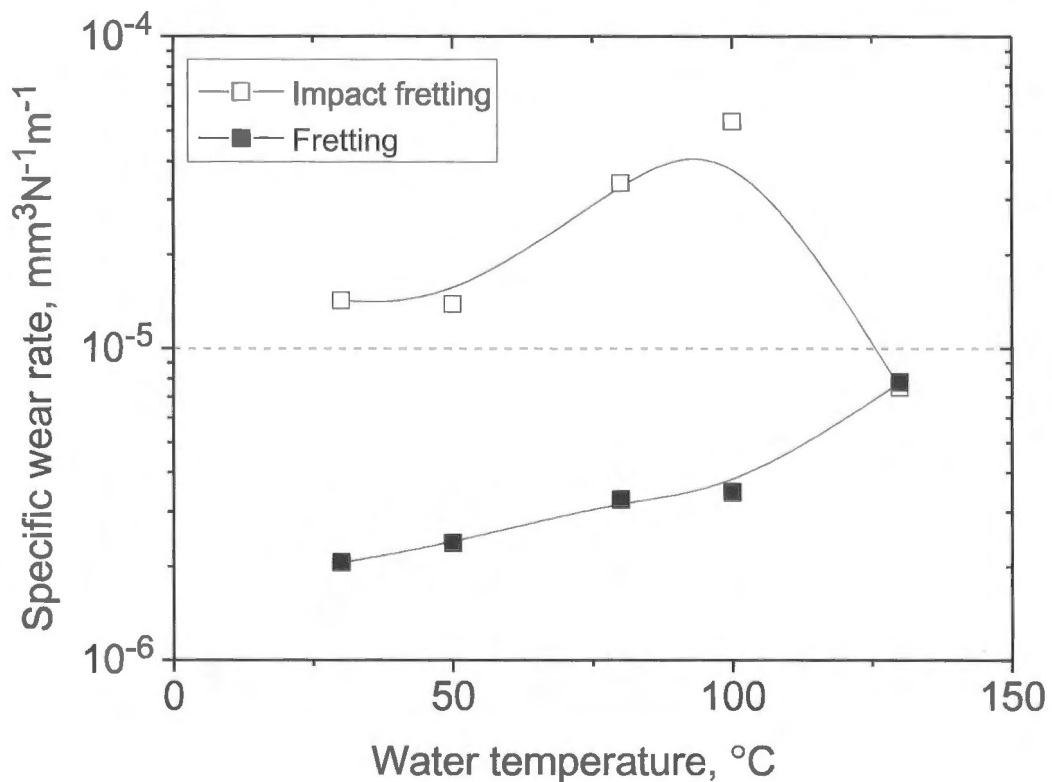


Fig. 3.8 Specific wear rate of the steel disks under fretting and impact fretting at various temperature

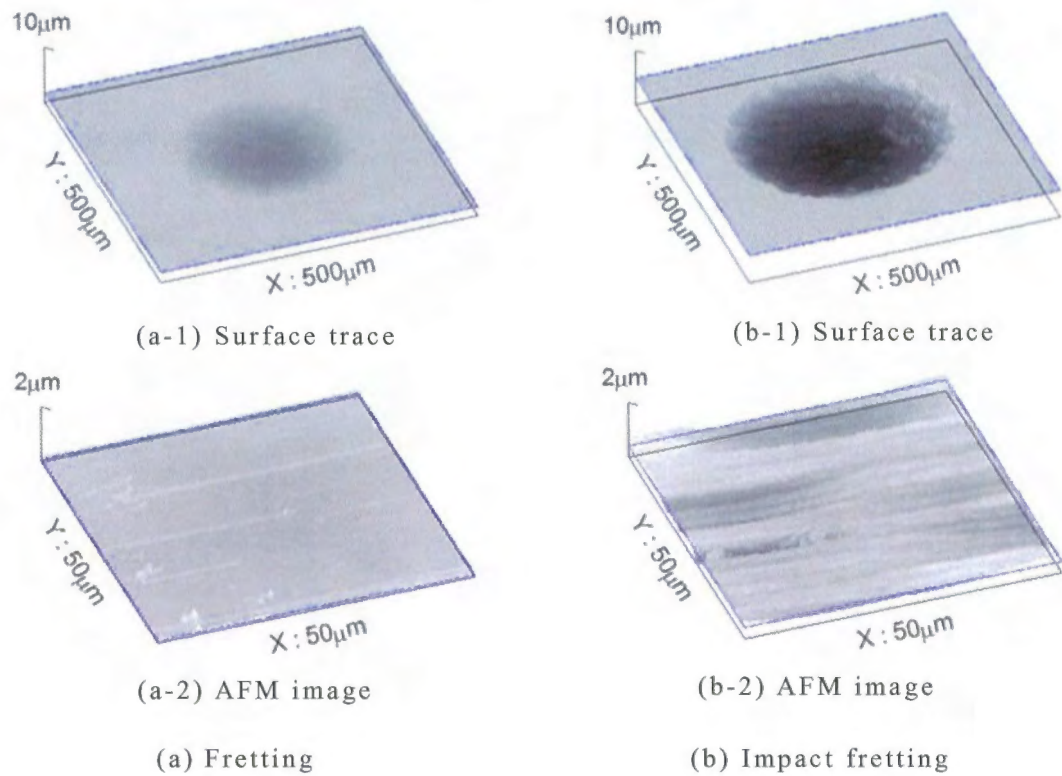


Fig. 3.9 Comparison of the wear scar between the fretting and the impact fretting in 80°C

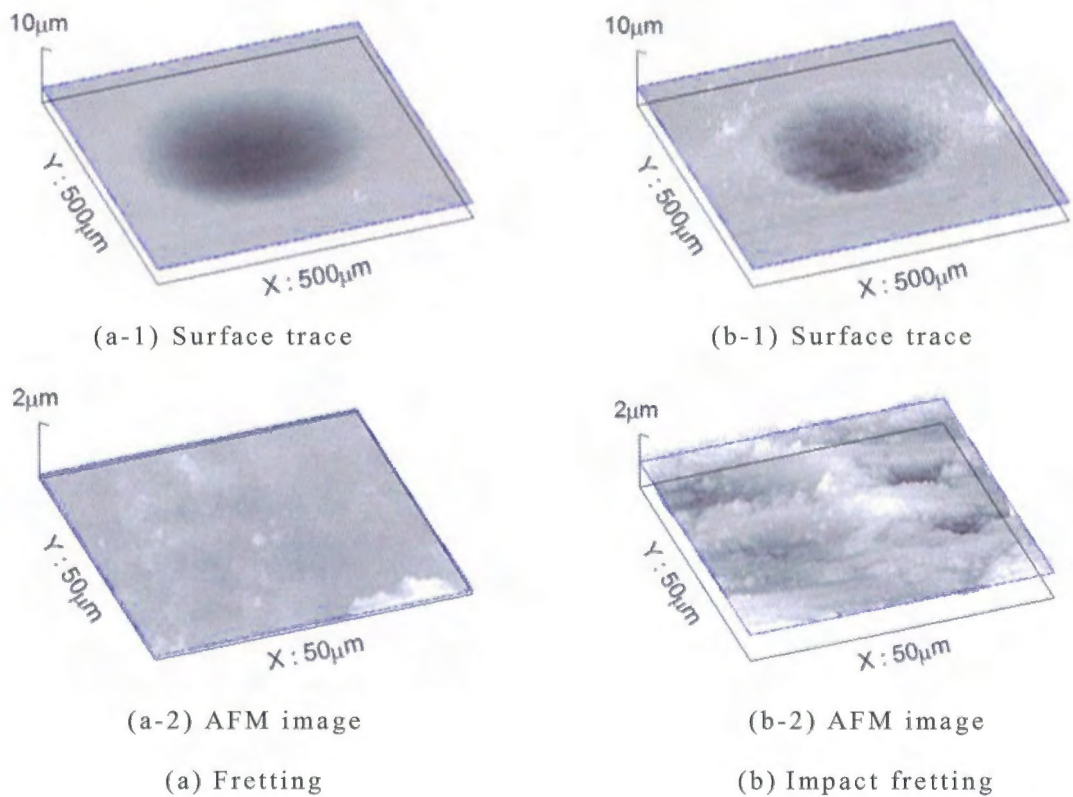


Fig. 3.10 Comparison of the wear scar between the fretting and the impact fretting in 130°C

ここで摩耗痕上の EPMA による Cr の定量分析結果を Fig.3.11 に示す．これによれば，フレットングでは水温の上昇に対し摩耗痕上の Cr 濃度に変化は見られない．しかし，Fig.3.8 の比摩耗量には若干の水温依存性が見られたことから，生成された酸化物が排出されるものの，常時接触が影響し，酸化が生じにくい状態であったと推測される．インパクトフレットングでは水温の上昇とともに Cr 濃度が上昇する傾向が見られた．よって非接触状態により，新生面の酸化がフレットングに比べ生じやすく，高温水中では Cr リッチな酸化物等が摩耗痕上に堆積した．130°C ではこれが摩耗を減少させた可能性がある．これについては第 5 章にて詳細に検討する．

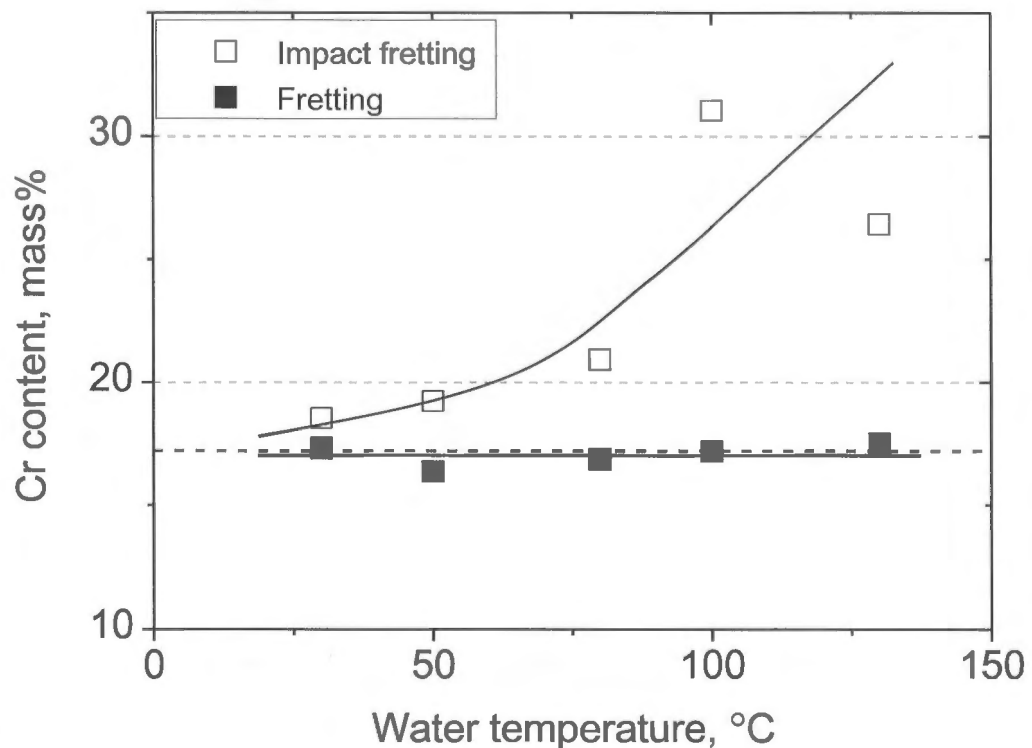


Fig. 3.11 Cr content of wear scar of the steel disks under fretting and impact fretting at various temperature

これらの結果から，インパクトによる作用がインパクトフレットング摩耗に大きく作用していると推測できる．しかしながら，No.13～No.17 のインパクト試験による摩耗痕のプロファイル (Fig.3.12) や，Fig.3.13 の摩耗量を見ると，インパクトによる摩耗では環境依存性がほとんど見られない．また荷重の変化についても 3～5N 程度ではほとんど影響が見られなかった．特に水中 (No.13～No.16) ではスクィーズ作用により，固体接触における接触圧力の低下が予想されたが，大気中 (No.17) で得られた摩耗量と差は見られず，本実験条件でのスクィーズ作用は確認できなかった．

3. インパクトフレッシング摩耗の特異性

3.3 実験結果及び考察

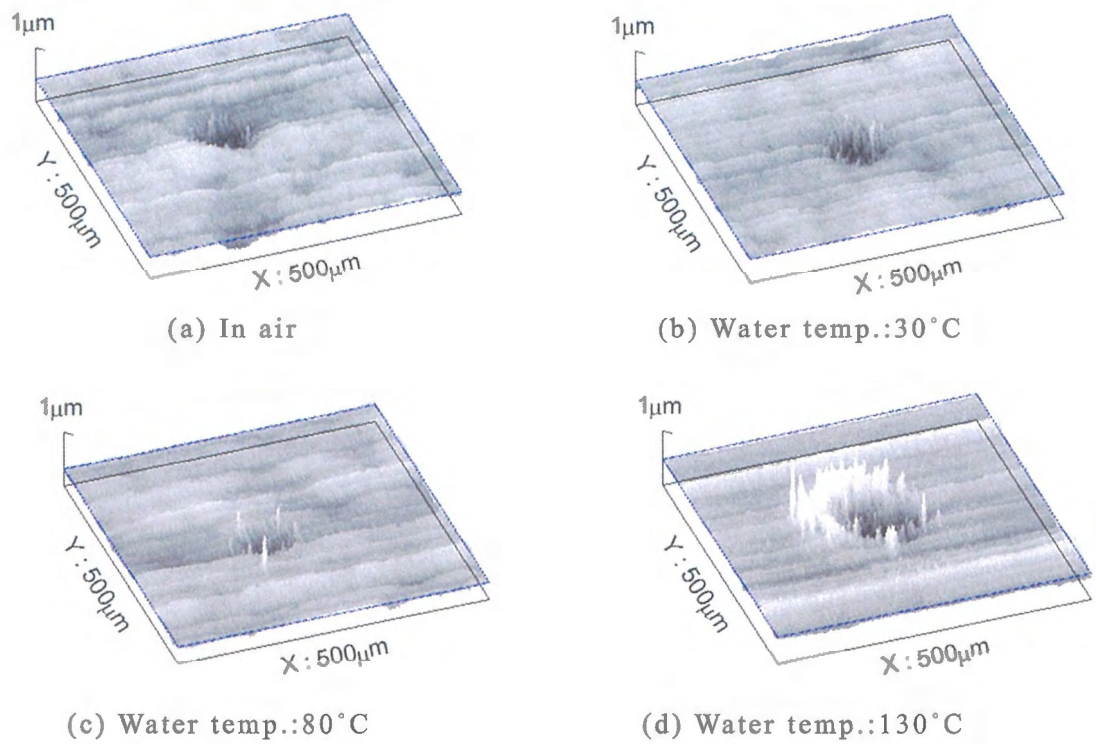


Fig. 3.12 Wear scar of the steel disks by impact testing at various environment

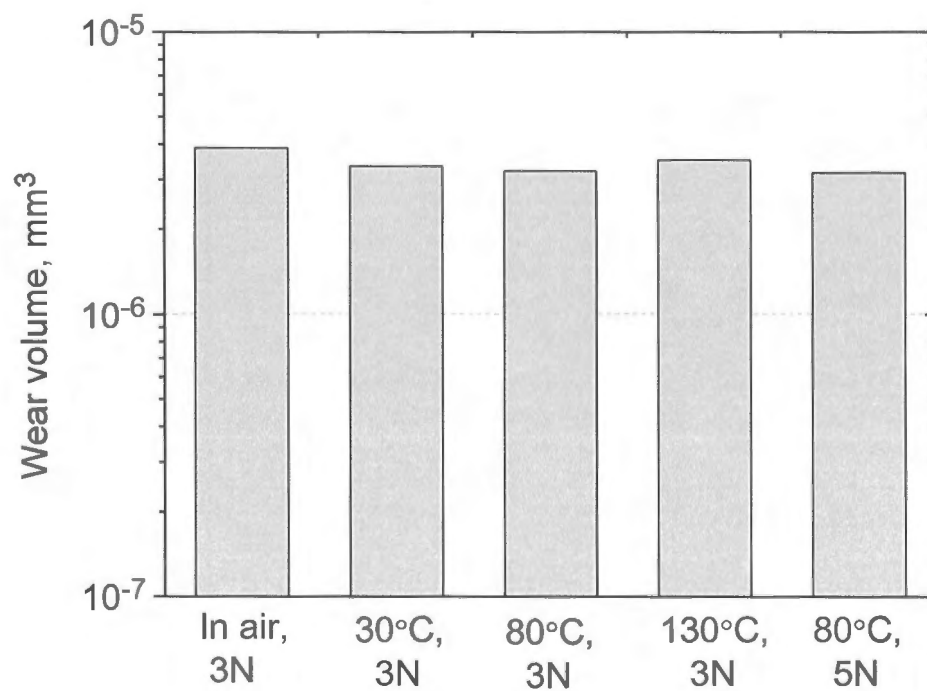


Fig. 3.13 Wear volume of the steel disks under impact testing at various temperature

これらの純水中におけるインパクト及びフレッティングによる摩耗試験の結果は、摩耗の環境依存性がインパクトフレッティング摩耗試験に比べ小さく、機械的な作用による摩耗が支配的であることを示唆している。これは過去の研究結果⁹⁾と一致する傾向である。しかし、インパクトフレッティングによる摩耗において、摩耗痕表面における酸化物の堆積及び摩耗量の増加が確認された。これはフレッティングによるスクレープ作用と、インパクトによる非接触状態による確実な酸化が、相乗的に摩耗を大きくしたためである。つまりインパクトフレッティングにより、上部試験片が下部試験片から離れることで、新生面に確実に純水が入り込み、酸化する。さらに、生成された酸化物はインパクトフレッティングによって衝撃が与えられ、フレッティングのスクレープ作用によりはく離する。これらの酸化皮膜の生成とはく離の一連の繰り返しにより、インパクトフレッティングによる摩耗量がインパクト及びフレッティングによるものと比べて増加したと考えられる。

3.3.2 インパクトフレッティングにおける接触圧力

次に、インパクトフレッティングにおける接触圧力を算出し、他の研究結果と比較、検討する。Herzの接触理論⁶⁾から、荷重5Nにおける平均接触圧力は827MPa、最大接触圧力は1240MPaである。しかし摩耗が進行した際、接触面は平面と球面から曲面同士の接触へと変化する(Fig. 3.14)。そこで、アルミナボール及びSUS304ディスクの摩耗痕の曲率半径を二次曲面近似により算出し(Fig. 3.14中の r_1, r_2)、楕円半球面同士の接触圧力^{6,10)}として算出する。主曲率半径 R_{11}, R_{12} の物体と、 R_{21}, R_{22} の物体同士の接触において、荷重を P とした場合、接触面の楕円長径 a 、短径 b は以下のように示すことができる。

$$a = k_a \left[\frac{3P}{2E'(A+B)} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (3.9)$$

$$b = k_b \left[\frac{3P}{2E'(A+B)} \right]^{\frac{1}{3}} \quad (3.10)$$

ここで、 E' は式(3.2)と同様の等価弾性係数である。また $2(A+B)$ は主曲率の和であり、以下のように表される。

$$2(A+B) = \frac{1}{R_{11}} + \frac{1}{R_{12}} + \frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} \quad (3.11)$$

また，補助変数 $\cos \tau$ について

$$\cos \tau = \frac{B-A}{A+B} \quad (3.12)$$

ここに，

$$B-A = \left(\frac{1}{R_{11}} - \frac{1}{R_{12}} \right)^2 + \left(\frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} \right)^2 + 2 \left(\frac{1}{R_{11}} - \frac{1}{R_{12}} \right) \left(\frac{1}{R_{21}} + \frac{1}{R_{22}} \right) \quad (3.13)$$

なお，各曲率半径凸面が正，凹面が負とする．接触圧力 p は回転半楕円上の分布となり，次式で与えられる．

$$p = \frac{3P}{2\pi ab} \left(1 - \frac{x^2}{a^2} - \frac{y^2}{b^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (3.14)$$

また，平均接触圧 \bar{p} 及び最大接触圧力 p_0 は以下の式となる．

$$p = \frac{P}{\pi ab} \quad (3.15)$$

$$p_0 = \frac{3P}{2\pi ab} = 1.5\bar{p} \quad (3.16)$$

また，式(3.9)，式(3.10)の係数 k_a 及び k_b は， $\cos \tau$ を求めたのち，Fig. 3.15 から求める．

これにより，インパクトフレッティング試験により得られた摩耗痕 (Fig. 3.13) における平均接触圧力は 230MPa，最大接触圧力は 340MPa 程度であった．これは井小萩ら¹¹⁻¹²⁾の液滴衝突の数値解析結果である，直径 10mm の液滴が $300\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ で衝突した際の相当応力 380MPa や，直径 100 μm の液滴が窪みを持つ表面に $100\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ で衝突した際に生じる相当応力 400MPa に近い値である．よって，本研究の LDI のモデル実験においては，荷重の面から妥当であるといえる．

3. インパクトフレッティング摩耗の特異性

3.3 実験結果及び考察

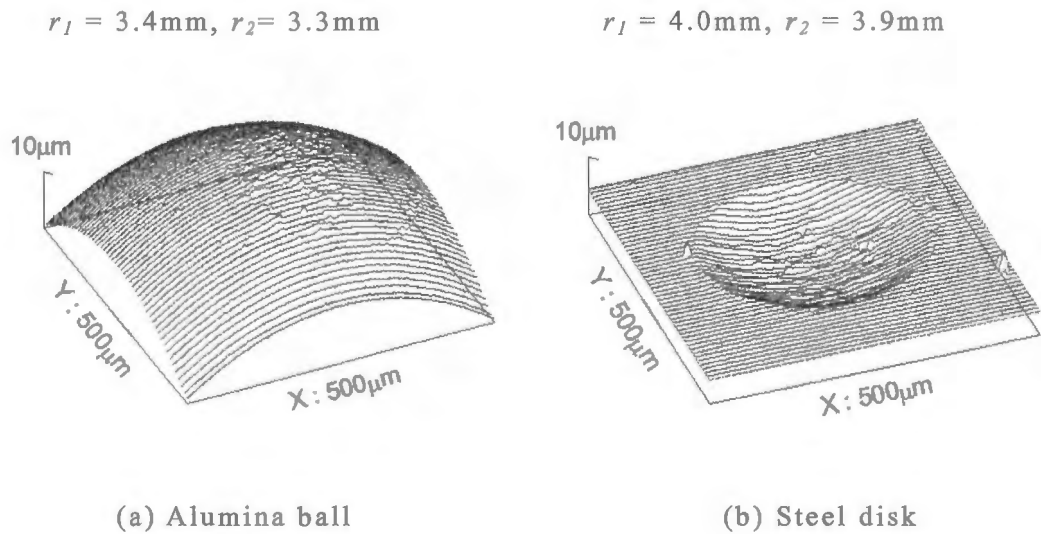


Fig.3.14 Surface profiles of the impact fretting wear scars (No.4)
 (r_1, r_2 : Radius of curvatures of the best fit elliptic paraboloid)

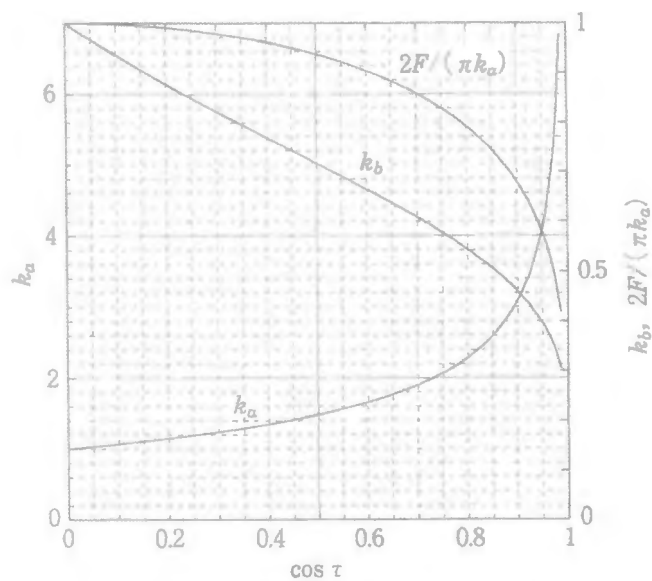


Fig. 3.15 Parameters $\cos \tau$, k_a and k_b for calculation of Herzan contact¹⁰⁾

3.3.3 インパクトフレッティングにおける振幅の影響

フレッティングに関する過去の研究¹³⁻¹⁴⁾から、比摩耗量はある振幅（クリティカルな振幅）から急激に増加し、ある値に近づくと報告されている。これは、摩耗痕上に生じる酸化物の排出特性に摩耗特性が依存しているためである。このクリティカルな振幅を境にマクロすべりが生じ、摩耗粒子が摩耗痕の外部に排出されることで比摩耗量が増加するといわれている。このときの振幅は50 μm 程度や70 μm と様々である。本研究のインパクトフレッティング試験においてはインパクトの動作が加えられ、比較的小さな振幅においても新生面が酸化されると推測される。よって Table 3.4 に従った実験から、インパクトフレッティング摩耗の振幅及び荷重依存性について検討する。

Fig. 3.16 のように、比摩耗量は振幅とともにおおむね増加する傾向が得られた。これは、振幅の増加によって酸化物が摩耗痕上から除去されやすくなり、新生面の酸化が促進されたためである。そして、インパクトフレッティング摩耗ではインパクトの動作により、摩耗痕上から試験片同士が一度離れ、再度接触する。その際酸化皮膜は摩耗痕上で圧縮され、ち密化する可能性がある。よって振幅が比較的小さい30 μm では酸化皮膜が摩耗痕上から十分に除去されず、比摩耗量が小さくなる傾向を示したと考えられる。また、荷重の増加に伴い比摩耗量は減少する傾向があり、酸化皮膜の除去に荷重はほとんど貢献していないことを示唆している。

そして水温130°Cにおいては比摩耗量は80°Cに比べ1オーダーほど小さい。これは3.3.1項と同様にCrリッチな酸化皮膜が摩耗痕上に堆積し、この機械的な除去効率が低下したことを意味している。また振幅依存性についても80°Cに比べ小さい。これは、インパクトの動作による圧縮といった機械的作用以外に、比摩耗量を低下させる要因が存在することを示唆している。この詳細についても、第5章において述べる。

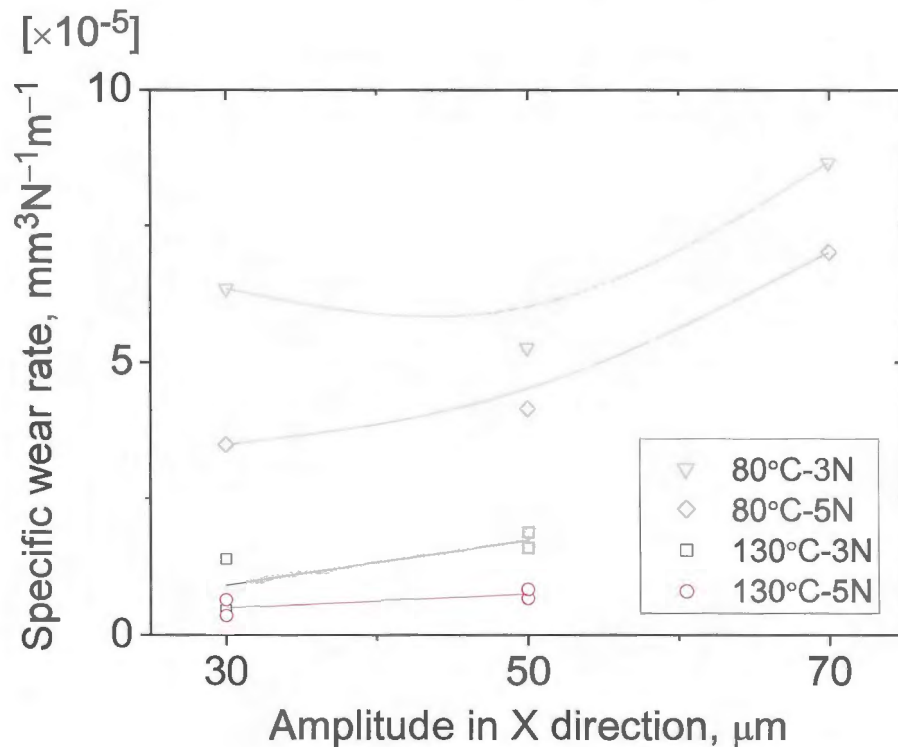


Fig. 3.16 Effect of amplitude on specific wear rate of the steel disks under impact fretting testing (Frequency in X dir.:1Hz, DO:0.01ppm)

3.4 結言

本章では第2章で開発したインパクトフレットング装置を用い、インパクトのみ、フレットングのみ、インパクトフレットングによる摩耗特性を比較し、インパクトフレットング摩耗の特異性について検討を行った。これにより以下の結言を得た。

- 1) 力積を一定とした場合、インパクトフレットングにおいて最も大きな摩耗量を取り、それに対しフレットングでは1オーダー、インパクトでは1～2オーダー小さい値をとった。
- 2) 衝撃荷重3～5Nのインパクト試験では、摩耗量の環境依存性が見られなかった。また、空气中及び水中についても差は見られなかった。
- 3) 30～130℃の純水中におけるフレットングでは、水温の上昇とともに比摩耗量が増加する。一方、インパクトフレットングでは水温130℃で100℃に比べ、1オーダー近く減少する。

- 4) フレットングやインパクト試験ではインパクトフレットングほどの摩耗量の水温依存性が見られない。これはインパクトフレットングにおいて、インパクトの「非接触状態による新生面の確実な酸化」と、フレットングの「スクレープ作用による酸化皮膜の除去」といった相乗作用によって、激しい摩耗が引き起こされたためである。
- 5) インパクトフレットング摩耗では、過去のフレットングに関する研究と同様に振幅とともに比摩耗量が増加する傾向が見られた。この振幅依存性は水温 80°C に比べ 130°C では小さい。
- 6) Herz の接触理論によれば、インパクトフレットングにおける摩耗痕上の接触圧力は 300～400MPa 程度である。
- 7) 本研究の高温純水中のインパクトフレットング試験では、発電プラントの冷却系配管環境で新生面の確実な酸化が生じ、かつ接触圧力が LDI の衝撃圧力^{7,13)}とほぼ同等であった。よって水温及び溶存酸素といった環境条件と、接触圧力の面から、酸化皮膜のはく離と成長に主眼を置いた LDI のモデル実験として妥当である。

これらの結果から、インパクトフレットングにおいて、インパクトの非接触状態による確実な新生面の酸化とフレットングのスクレープ作用による酸化物の除去といった相乗作用によって、激しい摩耗を引き起こしたものと考えられる。そして純水中のインパクトフレットングでは水温といった化学的因子の影響を大きく受ける可能性が示唆された。しかし、インパクトフレットング装置で検討できる因子数は多く、効率的な検討を行うために次章では実験計画法に基づく検討を行う。

参考文献

- 1) S. M. Hong, I. S. Kim: Impact fretting wear of alloy 690 tubes at 25°C and 290°C, *Wear*, 259 (2005) pp.356-360.
- 2) D. Kaczorowski, J. M. Georges, S. Bec, A. Tonck, A. B. Vannes, J. P. Vernot, *Wear of a stainless steel in pressurized high temperature water*, C. R. Acad. Sci. Paris, t. 2, Série IV (2001) pp.739-747.

- 3) A. Lina, D. Moinereau, X. Delaune, C. Phalippou, B. Reynier, P. Riberty: The influence of water flow on the impact/sliding wear and oxidation of PWR control rods specimens, *Wear*, 251 (2001) pp.839-852.
- 4) B. Reynier, C. Phalippou, P. Riberty, J. Sornin: Influence of a periodic latency time on the impact/sliding wear damage of two PWR control rods and guide cards specimens, *Wear*, 259 (2005) pp.1314-1323.
- 5) H. Attia, Y. B. Gessesse, M. O. M. Osman: New parameter for characterizing and correlating impact-sliding fretting wear to energy dissipation - experimental investigation, *Wear*, 263 (2007) pp.419-429.
- 6) 機械工学便覧デザイン編 b4 機械要素・トライボロジー, (社) 日本機械学会, 丸善 (2005) pp.145-146.
- 7) Standard guide for determining synergism between wear and corrosion (ASTM), G119-09 (2009)
- 8) A. Iwabuchi, J. W. Lee and M. Uchidate: "Synergistic effect of fretting wear and sliding wear of Co-alloy and Ti-alloy in Hanks' solution", *Wear*, Vol. 263 (2007) pp.492-500.
- 9) 岩渕明, 菅原裕作, 清水友治, 金石三: 腐食環境中での Zr 合金のフレッシング摩耗, 機械学会 2000 年度年次大会講演論文集 (2000-8) 名古屋, pp.541-542.
- 10) トライボロジーハンドブック, (社) 日本トライボロジー学会, 養賢堂 (2001) pp.12-13.
- 11) 芝田篤史, 齊藤由典, 中森一郎, 井小萩利明: 液滴と個体の衝突減少の数値解析, 日本機械学会 2005 年度年次大会講演論文集(2) (2005) pp.161-162.
- 12) T. Ikohagi, S. Ebara, N. Fujisawa, H. Hashizume, A. Iwabuchi, M. Sato, M. Uchidate, T. Yamagata, and H. Yashiro: "Advanced Wall Thinning Prediction of Liquid Droplet Impingement Erosion", *Proceedings of 4th International Symposium on the Aging Management & Maintenance of Nuclear Power Plants*, Tokyo, Japan, May (2010) pp.47-57.
- 13) 萱場孝雄, 岩渕明: フレッシング摩耗に及ぼす振幅と荷重の影響, 日本機械学会論文集, 44, 378 (1978) pp.692-700.
- 14) 岩渕明: フレッシング摩耗の特異性について, *トライボロジスト*, 35, 6 (1990) pp.386-391.

第4章 インパクトフレットング摩耗における 影響因子のスクリーニング

4.1 緒言 — 実験計画法の概要

原子炉配管の減肉現象は、これまでの減肉予測に関する検討¹⁻²⁾とその難しさから、環境条件によってその挙動が様々に変化すると考えられる。よって、効率的に実験を行い各因子の影響について検討するため、実験計画法³⁻⁴⁾に基づく直交表 L_{18} に従った実験条件によりインパクトフレットング試験を行う。直交表を用いる実験により各因子の作用がベクトルの的に直交し、少ない実験回数で各因子を独立に評価することができる。また、測定結果に対し分散分析を行うことで、各因子の有意差を算出することも可能である。ここでは容器内の圧力、インパクト荷重、水温、振動周期、振幅、溶存酸素量をそれぞれ変更して試験を行い、摩耗深さに対する各因子の影響の大きさを検討する。

実験計画法とは、1920年代イギリスの R. A. Fisher により創始された、統計学を応用した実験を効率的に行う手法の一つである。実験計画法における特徴の一つとして、直交表を使用することが挙げられる。この直交表とは、実験で検討する各因子をベクトルの的に直交させ、相関係数を0とすることができる組み合わせの表を指す⁴⁾。この直交表を用いることにより、各因子の総当たりの実験回数よりも少ない実験で、相互作用を考慮することなく各因子の影響を検討することが可能とされている。例を挙げれば、6つの因子で3つの水準に割り付け、総当たりの実験を行った場合、 $3^6=729$ 回の実験回数が必要となり検討するには膨大な時間を要するが、 L_{18} 直交表を用いれば18回の実験で各因子の影響について検討できる。さらに、実験後に得られたデータを分散分析等により解析することで、各因子の影響の大きさを検討することができる。分散分析とは、データにおける変動を誤差変動と各要因およびそれらの交互作用による変動に分解することによって、要因および交互作用の効果を判定する統計的仮説検定の手法である³⁻⁴⁾。 L_{18} 直交表を用いた場合の計算手順を示す。因子毎に求める値は因子 A を例として示すと、以下の7つの手順による。

まずデータの分解式について、平均の推定値を m とし、各条件の全データ $N_1 \sim N_{18}$ の平均値を求める。

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.1 緒言 — 実験計画法の概要

$$m = \frac{N_1 + N_2 + \cdots + N_{18}}{18} \quad (4.1)$$

次に、各因子における各水準に対する主効果については、例えば、因子 A、水準 1 の場合 a_1 、水準 2 の場合 a_2 、因子 B、水準 3 では b_3 とする。それぞれ下記のように各因子、各水準における n 個のデータ（3 水準なら $n=3$ ）から平均値を点推定（ $A_1, A_2, A_3, \dots, F_1, F_2, F_3$ ）とし、求める。そしてそれらから平均値 m を減算し、主効果を求める。

$$a_1 = \frac{N_1 + N_2 + N_3 + N_4 + N_5 + N_6 + N_7 + N_8 + N_9}{9} - m \quad (4.2)$$

$$a_2 = \frac{N_{10} + N_{11} + N_{12} + N_{13} + N_{14} + N_{15} + N_{16} + N_{17} + N_{18}}{9} - m \quad (4.3)$$

⋮

$$b_3 = \frac{N_3 + N_6 + N_9 + N_{12} + N_{15} + N_{18}}{6} - m \quad (4.4)$$

⋮

そして、データの分解式を作成する。

$$\begin{bmatrix} N_1 \\ N_2 \\ \vdots \\ N_{18} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m \\ m \\ \vdots \\ m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} a_1 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_2 \end{bmatrix} + \cdots + \begin{bmatrix} f_1 \\ f_6 \\ \vdots \\ f_{17} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

二乗和の分解について、平均の推定値 m と各因子における各水準に対する主効果のそれぞれ二乗を変動として算出できる。全変動 S (Sum of squares), 平均変動 MS (Mean squares), 各因子の変動 $S_A \sim S_F$ は以下のように算出される。

全変動 S は全データの 2 乗和であり、つぎのようになる。

$$S = (N_1)^2 + (N_2)^2 + \cdots + (N_{18})^2 \quad (4.6)$$

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.1 緒言 — 実験計画法の概要

修正項 CT は全データの和を 2 乗し、それをデータ数で割った値である。

$$CT = \frac{(N_1 + N_2 + \cdots + N_{18})^2}{18} = 18m^2 \quad (4.7)$$

各因子の変動 $S_A \sim S_F$ は水準ごとのデータの和を 2 乗し、これらの 2 乗和を水準ごとのデータ数で割り、そこから修正項 CT を引いたものである。例として、 S_A では下記のようになる。

$$S_A = \frac{(N_1 + N_2 + \cdots + N_9)^2 + (N_{10} + N_{11} + \cdots + N_{18})^2}{9} - CT = 2\{(a_1)^2 + (a_2)^2\} \quad (4.8)$$

また、偏差平方和 S から各因子の変動を減算すると、誤差変動 S_e が得られる。

$$S_e = S - S_A - S_B - S_C - S_D - S_E - S_F \quad (4.9)$$

これまでに得られた変動の大きさはデータ数の影響を受ける。各因子の平均平方 $MS_A \sim MS_F$ は以下のように変動を自由度 f で除算した値であり、データ数の影響を除去できる。これらは以下のように表される。

$$MS_A = \frac{S_A}{f} \quad (4.10)$$

F 検定を行う際には各因子の分散比 F_0 を求める必要がある。 F 検定では各因子の分散を誤差分散で割った分散比 F_0 に対し、自由度 f に対応した確率分布 (F 分布) により、仮説が成り立つ確率である P 値を求めることができる。すなわち各因子の影響が有意であるかを確率的に評価することができる。これは以下のように各因子の平均平方 MS を誤差分散 MS_e で除算し得られる。

$$F_{0A} = \frac{MS_A}{MS_e} \quad (4.11)$$

この各因子の分散比 F_0 を、自由度 f に対応した F 分布における値と比較し、 P 値をもとに有意であるか判定できる。有意水準は研究分野によって様々であるが、一般的に 5% とされる。本章では各因子の影響は誤差であるという帰無仮説をもとに F 検定を行い、有意水準を 5% とする。

4.2 実験方法

4.2.1 実験装置及び試験片

実験装置には第2章で開発した高温インパクトフレッティング試験装置を用いた。オートクレーブ中において、垂直方向の軸端に上部試験片、水平方向のほぼ中心に下部試験片を取り付けられ、それらは2方向にピエゾアクチュエータにより正弦波で調和、振動する。これによりほぼ一定の箇所で接触、摩擦させることが可能である。またオートクレーブ中には純水が充填されており、 $15\text{ml}\cdot\text{min}^{-1}$ で循環させた。

試験片は第3章と同様に、上下に振動する上部試験片には直径 6.4mm (0.25inch) の化学的に安定であると考えられるアルミナのセラミクスボール、左右に振動する下部試験片には直径 11.5mm、厚さ 2.7mm の原子炉配管材料である SUS304 オーステナイトステンレス鋼のディスクを用いた。

4.2.2 実験条件

インパクトフレッティング試験装置で設定可能な因子は

- A) 衝撃荷重（インパクトフレッティングにおける最大荷重）
- B) 水平方向の振幅
- C) 振動周期
- D) 水圧
- E) 水温
- F) 溶存酸素濃度

である。得られた結果から分散分析を行う場合、直交表に1つ以上の空きの列が存在する必要がある。よって今回は最大8つの因子を割り付けることが可能な L_{18} 直交表を用い、実験を行うこととする。圧力を2水準、他を3水準とし、 L_{18} 直交表に割り付けた。各因子の水準を Table 4.1, 用いた直交表を Table 4.2 に示す。サイクル数は 10,000 とし、再実験数を3とした。

4. インパクトフレットング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.2 実験方法

Table 4.1 Experimental conditions for the L_{18} orthogonal table

Factor	Level		
	1	2	3
Water pressure, MPa	0.6	1.1	
Water temperature, °C	30	90	130
Dissolved oxygen, ppm	0.01	0.10	8
Impact load, N	3	4	5
Amplitude, μm	30	50	70
Impact frequency, Hz	5	10	20
Number of cycles	10,000		
Number of experiments	3		

Table 4.2 L_{18} orthogonal table

No.	Factor					
	Water pressure MPa	Impact load N	Water temperature °C	Amplitude in X dir. μm	Frequency in Z dir. Hz	Dissolved oxygen ppm
1	0.6	3	30	30	5	0.01
2	0.6	3	90	50	10	0.1
3	0.6	3	130	70	20	8
4	0.6	4	30	30	10	0.1
5	0.6	4	90	50	20	8
6	0.6	4	130	70	5	0.01
7	0.6	5	30	50	5	8
8	0.6	5	90	70	10	0.01
9	0.6	5	130	30	20	0.1
10	1.1	3	30	70	20	0.1
11	1.1	3	90	30	5	8
12	1.1	3	130	50	10	0.01
13	1.1	4	30	50	20	0.01
14	1.1	4	90	70	5	0.1
15	1.1	4	130	30	10	8
16	1.1	5	30	70	10	8
17	1.1	5	90	30	20	0.01
18	1.1	5	130	50	5	0.1

4.3 L₁₈ 直交実験及び分散分析結果

摩耗痕のプロファイルから算出した各条件の最大摩耗深さ及び比摩耗量を Fig.4.1, 各水準の比摩耗量, 摩耗深さの平均値を Table 4.3 に示す. Fig.4.1 の各条件で比較した比摩耗量, 摩耗深さを見ると, No.11 の比摩耗量が $6.74 \times 10^{-5} \text{mm}^3 \text{m}^{-1} \text{N}^{-1}$ と, 他の条件よりも突出して大きな値を示している. 条件ごとの比較ができないものの, 摩耗特性に対してクリティカルな条件が存在する可能性がある.

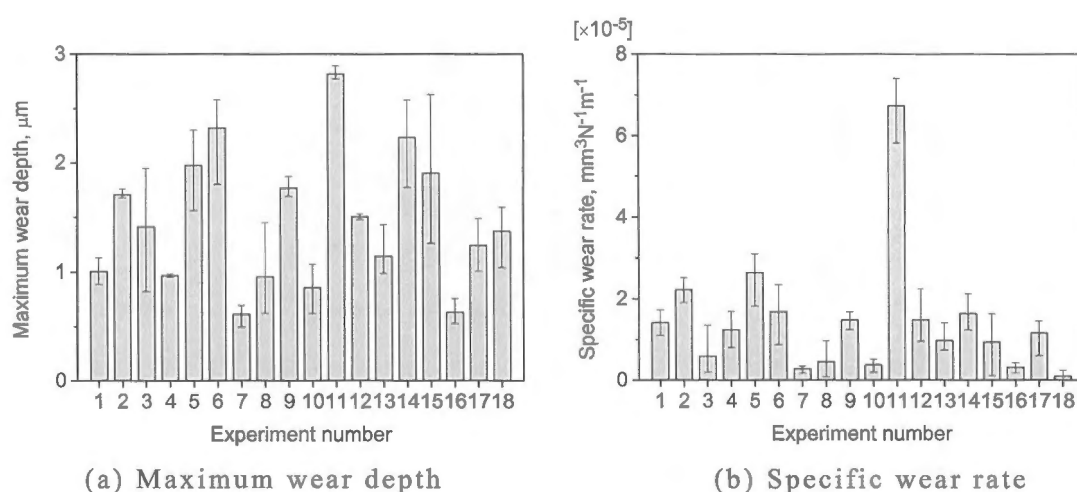
Fig.4.1 Results of L₁₈ impact fretting wear test

Table 4.3 Average of results of impact fretting wear test

(a) Maximum wear depth, μm

Factor		Level		
		1	2	3
A	Water Pressure	1.41	1.54	
B	Impact load	1.57	1.76	1.10
C	Water temperature	0.87	1.82	1.73
D	Amplitude	1.62	1.41	1.40
E	Frequency	1.73	1.30	1.40
F	Dissolved oxygen	1.38	1.48	1.56

(b) Specific wear rate, $\text{mm}^3 \text{N}^{-1} \text{m}^{-1}$

Factor		Level		
		1	2	3
A	Water Pressure	1.34×10^{-5}	1.53×10^{-5}	
B	Impact load	2.14×10^{-5}	1.52×10^{-5}	0.64×10^{-5}
C	Water temperature	0.77×10^{-5}	2.48×10^{-5}	1.05×10^{-5}
D	Amplitude	2.16×10^{-5}	1.30×10^{-5}	0.85×10^{-5}
E	Frequency	1.98×10^{-5}	1.11×10^{-5}	1.21×10^{-5}
F	Dissolved oxygen	1.20×10^{-5}	1.18×10^{-5}	1.92×10^{-5}

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.3 L₁₈ 直交実験及び分散分析結果

次に、分散分析結果を Table 4.4 に示す。Table 4.4(a)の最大摩耗深さによる分散分析結果から、水温の因子が F 分布における上側確率 1%，インパクト荷重が 5%で有意である結果が得られた。これはその危険率で有意であることになる。すなわち、それぞれ 99%，95%の確率で、インパクトフレッティング摩耗における影響因子として誤差ではないことを意味する。

一方、Table 4.4(b)の比摩耗量による分散分析結果は、水温及びインパクト荷重において有意な結果は得られなかった。

Table 4.4 Analysis of variance (ANOVA) table of the L₁₈ experiment

(a) Maximum wear depth, μm

Factor	f	S	MS	F_0	P (%)
Water Pressure	1	0.067	0.067	0.51	50
Impact load	2	1.4	0.71	5.3	4.8
Water temperature	2	3.3	1.7	13	0.72
Amplitude (in X dir.)	2	0.18	0.091	0.69	54
Frequency (in Z dir.)	2	0.60	0.30	2.3	19
Dissolved oxygen	2	0.092	0.046	0.35	72
Error	6	0.79	0.13		
Total	17	6.4			

(b) Specific wear rate, $\text{mm}^3\text{N}^{-1}\text{m}^{-1}$

Factor	f	S	MS	F_0	P (%)
Water Pressure	1	2.8×10^{-11}	2.8×10^{-11}	0.091	78
Impact load	2	1.2×10^{-9}	6.1×10^{-10}	2.0	23
Water temperature	2	1.3×10^{-9}	6.7×10^{-10}	2.2	21
Amplitude (in X dir.)	2	9.4×10^{-10}	4.7×10^{-10}	1.5	30
Frequency (in Z dir.)	2	4.0×10^{-10}	2.0×10^{-10}	0.65	56
Dissolved oxygen	2	3.8×10^{-10}	1.9×10^{-10}	0.62	58
Error	6	1.5×10^{-9}	3.1×10^{-10}		
Total	17	6.4			

f : degree of freedom, S : sum of squares, MS : mean squares, F_0 : variance ratio, P : p-value

次に、各摩耗痕の SEM による観察、EPMA による分析、3 次元粗さ計及び AFM による測定結果から、インパクトフレッティング摩耗特性について考察する。Fig.4.2 の SEM 像を見ると、No.11 の摩耗痕上には黒色の皮膜が付着しており、EPMA による分析結果から Cr リッチな酸化皮膜であるのが分かる。他の条件においてもこのような皮膜が摩耗痕上及び摩耗痕の周りに観察された。EPMA 像でははっきりと酸化物として認識できないものもあったが、純水中におけるインパクトフレッティング試験において酸化皮膜が生成されていることが分かる。

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.3 L₁₈ 直交実験及び分散分析結果

摩耗痕のトレース及び AFM 像の例を Fig.4.3 に示す．これらを見ると，摩耗痕の大きさや深さ，摩耗痕表面の表面状態は条件ごとに異なっており，環境因子が確実に影響していると判断できる．

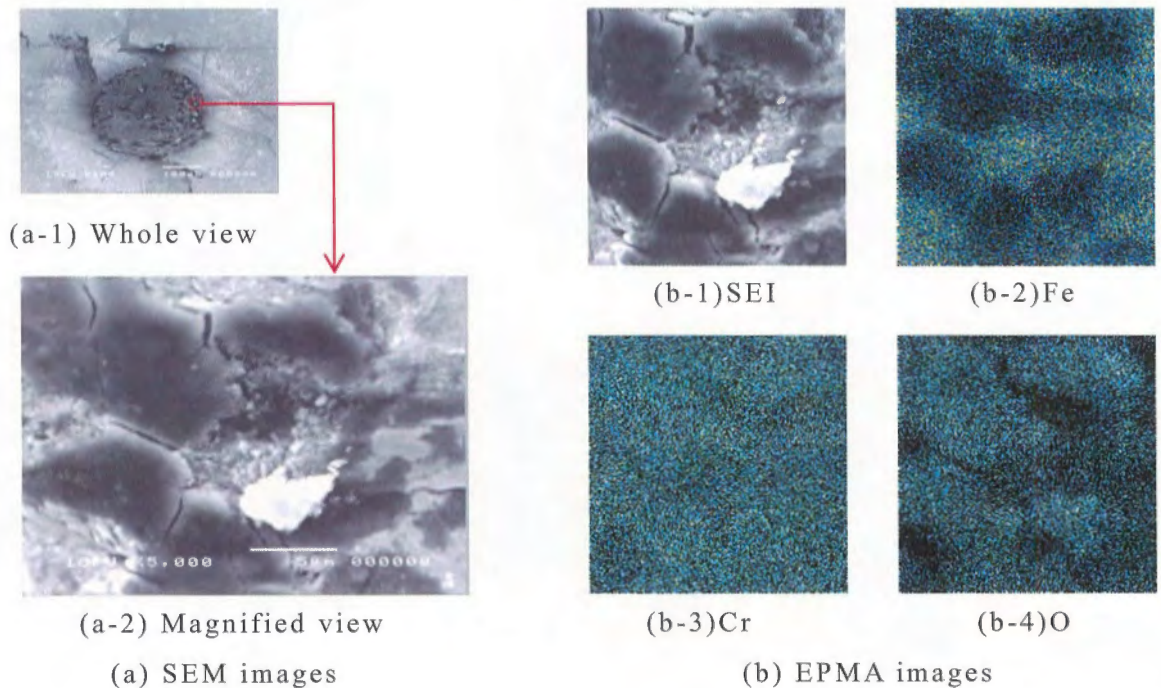


Fig.4.2 SEM and EPMA images of the wear scar on the SUS304
(No.11, Temp. : 90°C, Freq. : 5Hz, DO : 8ppm)

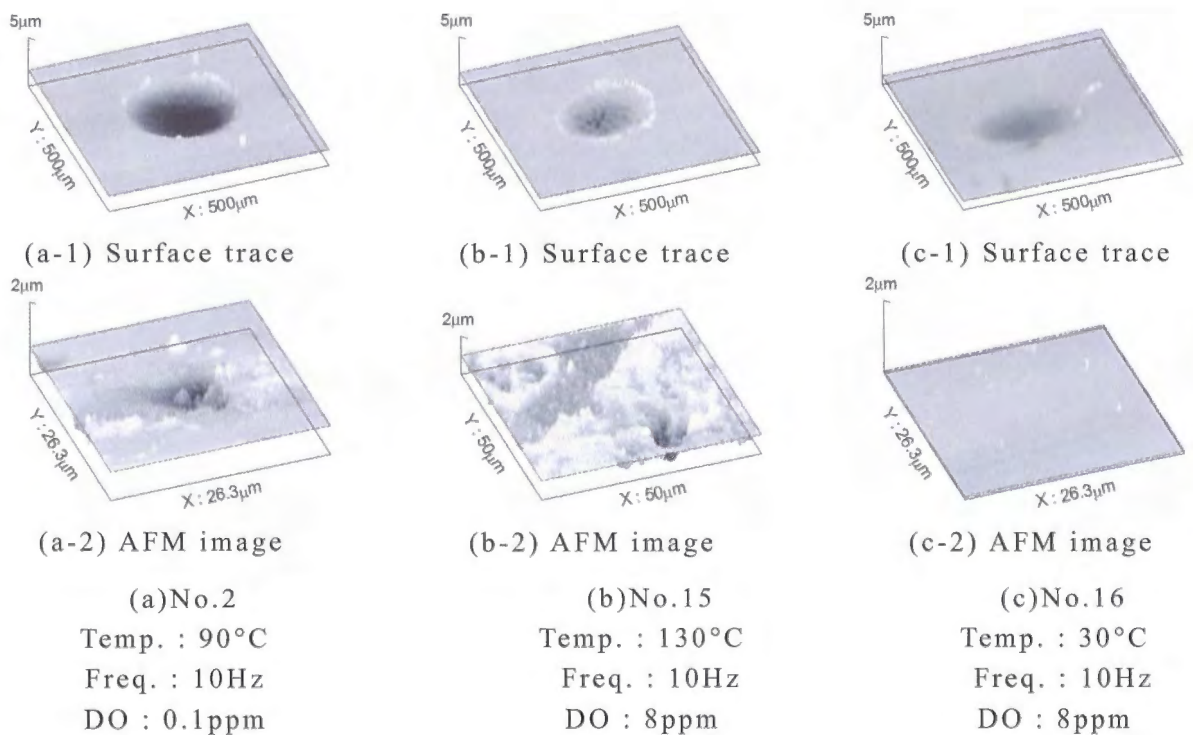


Fig.4.3 Surface trace and AFM image of the wear scar on the SUS304

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.3 L₁₈ 直交実験及び分散分析結果

次に Fig. 4.4 の要因効果図から、各因子の影響について検討する。

水圧はその他の要因と比較して比摩耗量、摩耗深さ共に傾きは小さく、水圧の変化は摩耗特性に対しほとんど影響がない結果となった。

衝撃荷重については、摩耗深さは 4N で最大をとり、5N で最小をとっている。比摩耗量は荷重の増加に伴い減少する傾向がみられた。これは、下部試験片の摩耗特性が上部試験片から与えられる荷重に正比例しないことを示している。酸化膜の生成、はく離の進行に最適な面圧等の機械的条件が存在する可能性がある。

水温については、30°C から 90°C にかけて摩耗深さは 0.87μm から 1.82μm と比較的大きく増加し、130°C では 1.73μm と減少する結果となった。比摩耗量は 30°C から 90°C で $0.77 \times 10^{-5} \sim 2.48 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ m}^{-1} \text{ N}^{-1}$ と 3 倍以上に増加し、130°C では $1.05 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ m}^{-1} \text{ N}^{-1}$ と 90°C の 50% 以下まで落ち込んでいる。これは、90°C では 30°C に比べ新生面の酸化速度が大きくなることで比摩耗量、摩耗深さが増大したと言える。Fig. 4.5 における SEM 及び EPMA 分析結果を見ると、Fig. 4.5 (a) の 30°C の条件では摩耗痕やその周辺は比較的なめらかであり、酸化物や摩耗粒子などが観察されるものの、比較的微量である。Fig. 4.3 や、Fig. 4.5 (b) のように 90°C になると、摩耗痕上や摩耗痕の周囲に黒色の堆積物が観察でき、EPMA 像から Cr リッチな皮膜であるのが分かる。Fig. 4.5 (c) のように 130°C では黒色の皮膜が摩耗痕全体に点在しているか、全体を覆っている場合が多く、EPMA 像から黒色の堆積物は Cr リッチな酸化物であることがわかる。また、摩耗痕表面や摩耗痕周辺に 1~2μm 程度の粒状の Al の付着が観察された。摩耗痕上に付着した酸化皮膜が比較的多いように見えるにも関わらず、比摩耗量、摩耗深さが減少した。これは、130°C の高温水中では酸化皮膜が密着し、はく離しにくく、酸化皮膜による保護作用が生じた、またはアルミナボールの摩耗により SUS304 ディスクの摩耗がマイルドになった可能性がある。90°C から 130°C における摩耗深さの減少幅が比摩耗量に比べ小さいのは、Fig. 4.5 (b) の No. 15 の AFM 像のように、130°C 水中で得られた摩耗痕表面の荒れやピットが影響し、比摩耗量に比べ最大摩耗深さはあまり減少しなかったものと考えられる。

振幅の増加に対し摩耗深さは 1.62~1.40μm と比較的ゆるやかに、比摩耗量は $2.16 \times 10^{-5} \sim 0.85 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ m}^{-1} \text{ N}^{-1}$ と減少している。これは、過去のフレッティングに関する研究⁶⁻⁷⁾や前章の振幅依存性に関する実験結果と異なっている。これについて、インパクトフレッティングに関する過去の研究⁵⁾では、接触箇所のエネルギー拡散量に摩耗量が依存するといった報告がある。よって振幅が小さいほどすべり距離が小さくなり、インパクト中の接触面積の割合が大きくなったことが理由の一つとして挙げられる。しかしながら、酸化皮膜の除去による摩耗においては振幅が重要な因子であると考えられ、検討する必要がある。

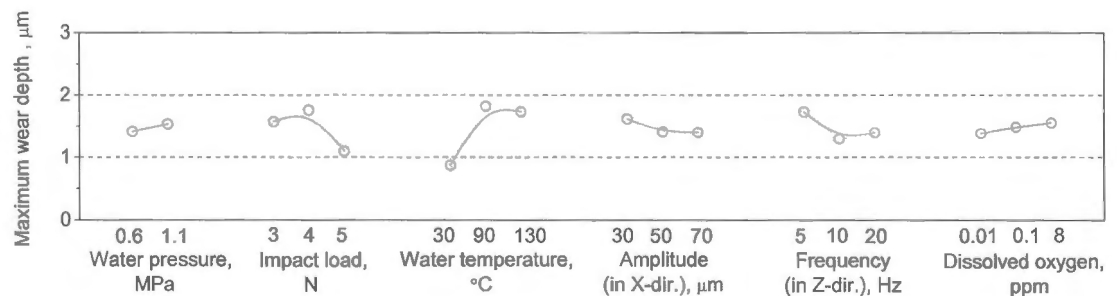
4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.3 L_{18} 直交実験及び分散分析結果

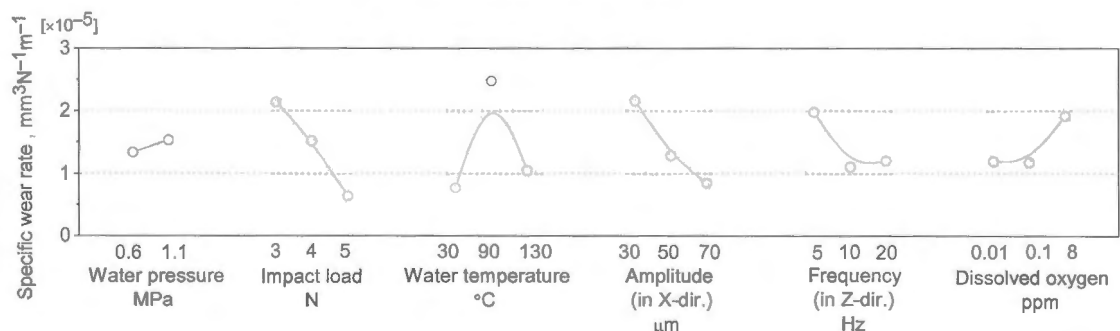
振動周期の増加に伴い、摩耗深さが $1.73 \sim 1.40 \mu\text{m}$ 、比摩耗量が $1.98 \times 10^{-5} \sim 1.21 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ m}^{-1} \text{ N}^{-1}$ と減少する傾向がみられた。これは、振動周期が高いほど新生面の露出から上部試験片の再衝突までの酸化時間が短くなることで、酸化皮膜の成長量や、アノード反応による金属イオンの溶出量が小さくなり、1回の摺動ではなく離する酸化腐食生成物の厚さが小さくなる。本実験ではサイクル数が一定であることから、摩耗深さ、比摩耗量は振動周期の増加に対し減少した。これは文献⁷⁻⁸⁾とも一致する傾向である。

溶存酸素濃度が大きくなるほど、溶存酸素を酸化剤としてカソード反応による OH^- イオンの生成量も大きくなり、生成する腐食生成物の量は増大すると考えられる。Fig. 4.4 から溶存酸素の増加に伴い摩耗深さ、比摩耗量は増加する傾向がみられた。しかし $0.01 \text{ ppm} \sim 8 \text{ ppm}$ と 800 倍もの濃度差がありながら、摩耗深さは $1.38 \sim 1.56 \mu\text{m}$ 、比摩耗量は $1.20 \times 10^{-5} \sim 1.92 \times 10^{-5} \text{ mm}^3 \text{ m}^{-1} \text{ N}^{-1}$ と他の因子に比べ比較的傾きが小さい。水温等の化学的因子と比べ、影響は小さいと考えられる。

これらの結果から水温や振動周期などの化学的因子が摩耗特性に大きく影響している可能性がある。しかし、水温が 90°C と 130°C で摩耗深さおよび比摩耗量は減少していることや、純水中で酸化剤となる溶存酸素の影響が比較的小さい結果も見られ、検討する必要がある。そこで、これらの因子の影響について次章でさらに検討する。



(a) Maximum wear depth



(b) Specific wear rate

Fig. 4.4 Effect of factors obtained from the L_{18} experiment

4. インパクトフレッティング摩耗における影響因子のスクリーニング

4.3 L₁₈ 直交実験及び分散分析結果

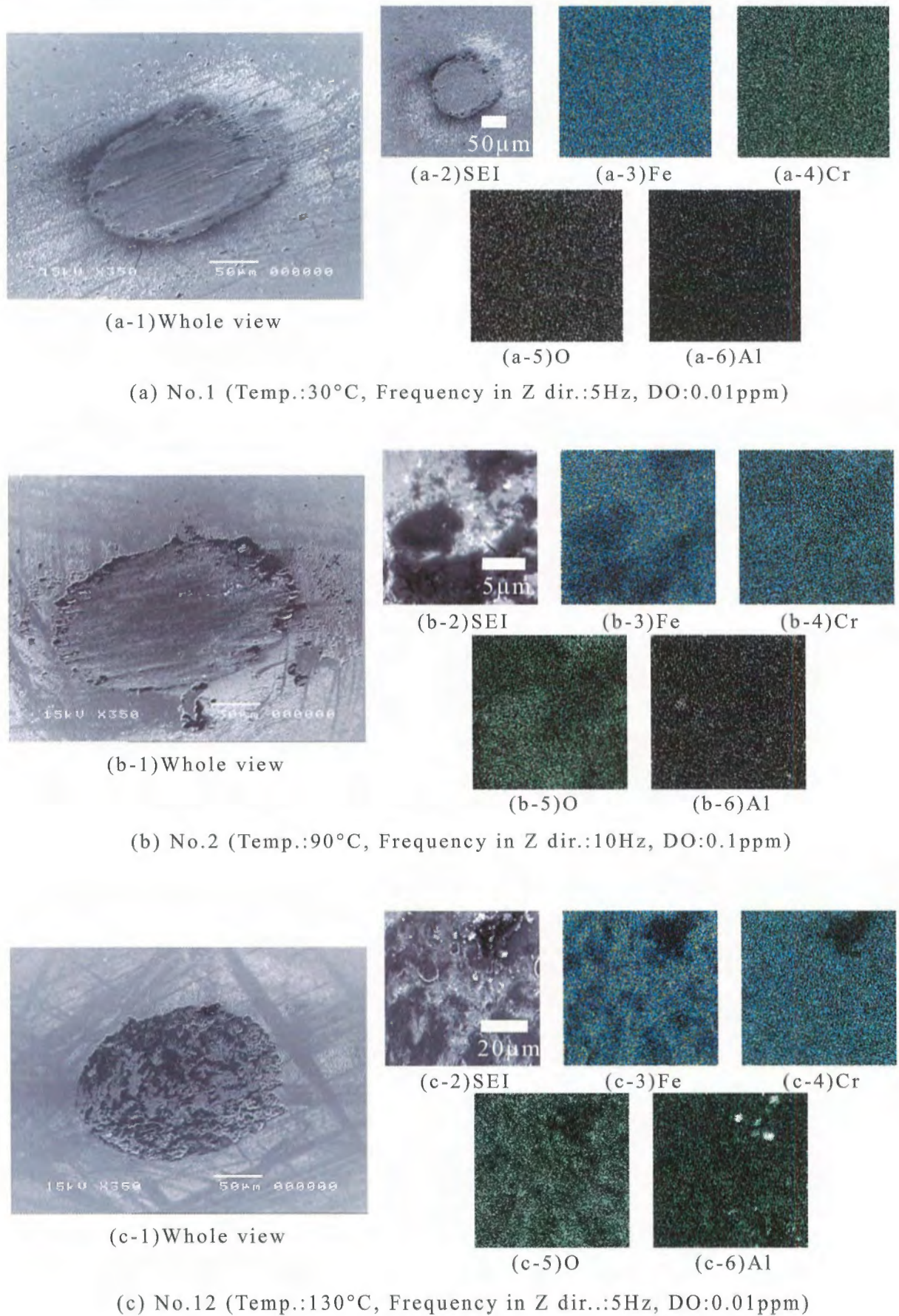


Fig. 4.5 SEM and EPMA image of the wear scar on the SUS304

4.4 結言

本章では実験計画法に基づいたインパクトフレッティング摩耗試験を行い、試験結果の分散分析から純水中の摩耗に対する影響因子のスクリーニングを行った。これらの検討により、以下の結言を得た。

- 1) インパクトフレッティングの摩耗深さに対する分散分析 (F 検定) から、水温及び荷重にそれぞれ危険率 1%, 5%で有意な (99%, 95%で誤差ではない) 結果が得られた。これは、純水中のインパクトフレッティング摩耗において水温が最も影響が大きく、化学的影響が無視できないことを示唆している。
- 2) 130°C の高温純水中において、摩耗痕上に保護性を有する Cr リッチな酸化物が堆積した。また、上部試験片から脱落したと考えられる Al の粒子が観察された。これらが摩耗を低減させた可能性がある。

この結果から、純水中におけるインパクトフレッティング摩耗において酸化・腐食といった化学的な影響は無視できないものと推測される。しかしながら、直交表による検討ではそれらの定量化は難しい。よって次章では化学的な環境因子について特に着目し、それらの影響について検討する。

参考文献

- 1) L. E. Sanchez-Caldera : The mechanism of corrosion- erosion in steam extraction lines of power stations, Ph.D Thesis, Massachusetts Institute of Technology (1984).
- 2) T. Ikohagi, S. Ebara, N. Fujisawa, H. Hashizume, A.Iwabuchi, M. Sato, M. Uchidate, T. Yamagata, and H.Yashiro: "Advanced Wall Thinning Prediction of Liquid Droplet Impingement Erosion", Proceedings of 4th International Symposium on the Aging Management & Maintenance of Nuclear Power Plants, Tokyo, Japan, May (2010) pp.47-57.
- 3) 岩崎学：統計的データ解析入門 実験計画法，東京図書 (2006) pp.80-85.
- 4) 中村義作：よくわかる実験計画法，近代科学社 (1997) pp.97-135.

4. インパクトフレットング摩耗における影響因子のスクリーニング

参考文献

- 5) H. Attia, Y. B. Gessesse, M. O. M. Osman: New parameter for characterizing and correlating impact-sliding fretting wear to energy dissipation - experimental investigation, *Wear*, 263 (2007) pp.419-429.
- 6) 萱場孝雄, 岩渕明: フレッチング摩耗に及ぼす振幅と荷重の影響, *日本機械学会論文集*, 44, 378 (1978) pp.692-700.
- 7) 岩渕明: フレッチング摩耗の特異性について, *トライボロジスト*, 35, 6 (1990) pp.386-391.
- 8) R. B. ウォーターハウス, 佐藤準一(訳): フレッチング損傷とその防止法, 養賢堂 (1984) pp.114-115.