

航空機用材料のサンドエロージョンに関する研究

KARASAWA, Hidechika / 柄澤, 秀親

(開始ページ / Start Page)

1

(終了ページ / End Page)

117

(発行年 / Year)

2024-03-24

(学位授与番号 / Degree Number)

32675甲第598号

(学位授与年月日 / Date of Granted)

2024-03-24

(学位名 / Degree Name)

博士(工学)

(学位授与機関 / Degree Grantor)

法政大学 (Hosei University)

(URL)

<https://doi.org/10.15002/00030492>

法政大学審査学位論文

航空機用材料のサンドエロージョンに
関する研究

Study on Sand Erosion of Materials for
Aircraft

柄澤 秀親

Karasawa Hidechika

目次

第1章 緒論	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 本研究の目的および構成	4
参考文献	6
第2章 高速サンドエロージョンの試験方法および体積損傷速度の算出方法の検討	9
2.1 緒言	9
2.2 試験方法	9
2.2.1 試験片および衝突粒子	9
2.2.2 サンドエロージョン試験装置	11
2.2.3 試験条件および損傷の評価方法	16
2.2.4 ビッカース硬さ試験	17
2.3 試験結果	18
2.3.1 高速粒子衝突における損傷量の計測および算出方法	18
2.3.2 粒子の衝突速度および衝突角度の影響	21
2.3.3 試験片の表面観察	25
2.4 高速粒子衝突における損傷量予測式の構築	26
2.5 結言	28
参考文献	29
第3章 チタンおよびチタン合金のサンドエロージョン	30
3.1 緒言	30
3.2 試験方法	30
3.2.1 試験片および衝突粒子	30
3.2.2 サンドエロージョン試験装置, 試験条件および損傷の評価方法	30
3.2.3 ビッカース硬さ試験	31
3.3 試験結果	32
3.3.1 粒子の衝突速度, 衝突角度の影響および各試験材料の損傷量の比較	32
3.3.2 試験片の表面観察	32
3.4 チタンおよびチタン合金の損傷量予測式の構築	36

3.5	チタンおよびチタン合金への高速軟体衝突	38
3.5.1	チタンおよびチタン合金の引張試験	38
3.5.2	チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突試験	41
3.5.3	チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突解析による検討	46
3.6	チタンおよびチタン合金のひずみ速度依存性	51
3.7	結言	54
	参考文献	55
第4章	CFRP用ポリウレタン系コーティング材の 高温サンドエロージョン	57
4.1	緒言	57
4.2	試験方法	57
4.2.1	試験片および衝突粒子	57
4.2.2	サンドエロージョン試験装置	59
4.2.3	試験条件および損傷の評価方法	61
4.3	試験結果および考察	62
4.3.1	室温環境下におけるCFRPへのサンドエロージョン試験結果	62
4.3.2	室温環境下におけるコーティング材へのサンドエロージョン 試験結果	63
4.3.3	高温環境下のサンドエロージョンに及ぼす粒子の衝突速度の 影響	64
4.3.4	高温環境下のサンドエロージョンに及ぼす粒子の衝突角度の 影響	68
4.3.5	サンドエロージョンに及ぼす試験温度の影響	72
4.3.7	試験片の表面観察	88
4.4	CFRPおよびポリウレタン系コーティング材の温度を考慮した 損傷量予測式の構築	92
4.5	結言	98
	参考文献	99
第5章	CFRPおよびポリウレタン系コーティング材の三次元形状翼に おけるサンドエロージョンの損傷量予測手法についての検討	100
5.1	緒言	100
5.2	数値解析手法	100
5.3	数値解析条件	101
5.3.1	流体解析	101

5.3.2	粒子挙動解析	103
5.4	数値解析結果	104
5.5	CFRP およびコーティング材を適用した FEGV の損傷量予測	106
5.6	コーティング材の膜厚設計式の構築	107
5.7	結言	109
	参考文献	110
第 6 章 結論		111
研究業績		115
謝辞		117

第1章 緒論

1.1 本研究の背景

航空機は、運用中に鳥、石、雹、砂など様々な異物が衝突することがあり、異物の衝突によって機体が損傷することは FOD (Foreign Object Damage) と呼ばれている。FOD の中でも、流体中に含まれる砂や塵などの粒子が材料に繰り返し衝突することで表面が機械的損傷を受け脱離していく現象はサンドエロージョンと呼ばれ、航空機などの流体機械にとって致命的な事故原因となっている[1]。サンドエロージョンのような固体粒子の衝突に関する研究は、1930 年台初頭にドイツにおいて集塵の問題に関連して行われたことが最初といわれている[1]。以降、基礎的な研究が行われ、粒子の運動から材料の損傷を理論的に予測する研究が多く行われてきた[2-5]。

Finnie[2]は、粒子の衝突速度および衝突角度の影響を考慮し、材料表面に衝突する際の粒子の運動方程式からエロージョンによる材料の損傷量を予測するという理論的なアプローチを試みた。Finnie は、固体粒子の衝突によって生じる損傷量 W を以下に示す式で表せるとした。

$$W = \left(\frac{MV^2}{P\psi K} \right) \left(\sin 2\alpha - \frac{6}{K} \sin^2 \alpha \right) \quad \left(\tan \alpha \leq \frac{K}{6} \right) \quad (1-1)$$

$$W = \left(\frac{MV^2}{P\psi K} \right) \left(\frac{K \cos^2 \alpha}{6} \right) \quad \left(\tan \alpha \geq \frac{K}{6} \right) \quad (1-2)$$

ここで、 M は衝突粒子量、 V は粒子の衝突速度、 P は塑性変形が開始する応力である。 ψ は $\psi = l/yt$ であり、 l は粒子が材料に接触している部分の長さ、 yt は粒子衝突による材料の変形深さである。また、 K は粒子が材料に衝突した際に粒子に作用する垂直方向の力と水平方向の力の比、 α は粒子の衝突角度である。なお、 $\alpha = 90^\circ$ が垂直衝突である。 $K/6$ は粒子と材料表面との接触状態を示す閾値となっており、 $\tan \alpha \leq \frac{K}{6}$ の場合は粒子が材料表面を切削しながら表面から離れる一方、 $\tan \alpha \geq \frac{K}{6}$ の場合は粒子が材料表面を切削しているときに水平成分が 0 になるとされる。Finnie が導出した式は、低衝突角度において理論値と実験値が比較的よく一致した。しかしながら、高衝突角度では理論値と実験値が一致しないこと、脆性材料には適用できないことが指摘された[1, 6]。

Bitter[3,4]は、Finnie が導出した式を改良することを検討した。Bitter は、エロージョンによる損傷 W が、切削による損傷 (W_c : cutting wear) と塑性変形によって生じる変形損傷 (W_D : deformation wear) とが同時に進行することによって発生するとして損傷量予測式を導出した。すなわち、

$$W = W_C + W_D \quad (1-3)$$

で損料量を表わせるとした。\$W_D\$は、粒子の運動エネルギーが材料表面の弾性および塑性変形に使われると仮定し、Hertz の接触理論[7]から以下に示す式によって表わされた。

$$W_D = \frac{1}{2} \left\{ \frac{M(V \sin \alpha - V_e)^2}{\varepsilon} \right\} \quad (1-4)$$

ここで、\$V_e\$は材料に生じる応力が弾性限と等しくなる粒子の衝突速度、\$\varepsilon\$は単位体積あたりの材料を離脱させるために必要なエネルギーである。また、\$W_C\$は粒子の水平方向成分の作用を考慮し、\$W_C\$と同様に Hertz の接触理論から以下に示す式によって表された。

$$W_{C1} = \left\{ \frac{2MC(V \sin \alpha - V_e)^2}{V \sin \alpha} \right\} \left[V \cos \alpha - \beta \left\{ \frac{C(V \sin \alpha - V_e)^2}{V \sin \alpha} \right\} \right] \quad (\alpha \leq \alpha_0) \quad (1-5)$$

$$W_{C2} = \frac{M}{2\beta} \left\{ V^2 \cos^2 \alpha - K_1 (V \sin \alpha V_e)^{\frac{3}{2}} \right\} \quad (\alpha \geq \alpha_0) \quad (1-6)$$

ここで、\$\beta\$は\$\varepsilon\$と同義であり、\$C\$および\$K_1\$は材料定数である。\$W_{C1}\$は粒子が材料表面を離れるときに、まだ水平速度の成分を有している場合に、\$W_{C2}\$は粒子の切削作用が材料表面で終了する場合、すなわち水平速度の成分を有していない場合に、それぞれ適用される。\$W_C\$が\$W_{C1}\$、\$W_{C2}\$のいずれかになるかは\$\alpha\$に依存し、粒子が材料表面を離れるとき、水平速度の成分がちょうど0になるときの\$\alpha\$が\$\alpha_0\$である。Bitter が導出した式は、脆性材料にも適用でき、すべての衝突角度で理論値と実験値が良い一致を示すとされた[8]。

Neilson と Gilchrist[5]は、Bitter の損傷量予測式をさらに改良した。Neilson と Gilchrist は損料量\$W\$を以下に示す式で表わした。

$$W_1 = \frac{MV^2 \cos^2 \alpha \sin m\alpha}{2\beta} + \frac{M(V \sin \alpha - V_e)^2}{2\varepsilon} \quad (\alpha \leq \alpha_0) \quad (1-7)$$

$$W_2 = \frac{MV^2 \cos^2 \alpha}{2\beta} + \frac{M(V \sin \alpha - V_e)^2}{2\varepsilon} \quad (\alpha \geq \alpha_0) \quad (1-7)$$

ここで、\$m\$は定数である。内山ら[8, 9]は Neilson と Gilchrist の導出した式をさらに簡略化し、サンドエロージョンによる損傷量を表わす式を示したが、詳細は第4章にて後述する。

ここまで国外で行われた研究について述べたが、国内においても固体粒子の衝突による材料の損傷について検討されてきた。岡らの研究グループは、固体粒子衝突によるエロージョン損傷に及ぼす因子として、衝突速度や衝突角度などといった粒子側の、材料の硬度など機械的性質といった被衝突材料側の因子の影響の検討や、固体粒子を用いた試験装置における粒子の衝突条件について検討するなど、多くの研究結果を報告した[10-19]。ここで、岡らは **Bitter** の損傷量予測式の導出方法と同様に、サンドエロージョンによる損傷は変形による損傷と切削による損傷の組み合わせによって生じるとし、従来の損傷量予測式に材料の硬度を追加した予測式を金属材料に対して構築したことを報告した[18]。岡らが構築した損傷量予測式については、第2章にて後述する。また、清水らの研究グループも、固体粒子の衝突によるエロージョン損傷に及ぼす粒子の諸因子の影響について検討した結果を報告した[20-22]。

近年、原油価格の高騰や地球温暖化の進行に伴い、環境負荷軽減や燃費性能を向上させる取り組みが各産業分野で活発に行われている。特に、国際的な物流の発展に伴い、人やモノの移動が活発になっており、航空機の需要が拡大を続けている[9]。航空機産業では軽量化のため、軽さと強さや剛さ、すなわち、比強度や比剛性に優れた材料が不可欠となっていることから、航空機用金属材料にはそれらの条件を満たすアルミニウム合金やチタン合金が用いられている。航空機用材料としてのチタン合金についての詳細は、第3章にて後述する。

また、近年では航空機の機体やエンジン部品への材料として、炭素繊維強化プラスチック（Carbon Fiber Reinforced Plastics, CFRP）やガラス繊維強化プラスチック（Glass Fiber Reinforced Plastics, GFRP）などの複合材料の適用比率が高まってきた。その一例として、エアバス社が開発した A320neo の搭載エンジンとして採用された PW-1100G-JM のファンケースとバイパス部の流れを整流する出口案内翼（Fan Exit Guide Vane, FEGV）には、複合材料が採用された[23]。チタン合金や純チタンなどのチタン系材料は、耐食性や熱膨張率において CFRP との適合性に優れているため、CFRP と共に今後も需要の増加が期待される[24, 25]。しかしながら、CFRP の耐サンドエロージョン性は、一般的な航空機用金属材料であるアルミニウム合金やチタン合金と比較して劣ることが知られている[26]。こうした CFRP や GFRP など複合材料の耐サンドエロージョン性について、多くの研究が行われてきた[27-30]。

前述の課題を踏まえ、複合材料の耐サンドエロージョン性を向上させる研究が最近では行われてきた。Dong ら[31]は、熱可塑性ポリウレタン（Thermoplastic Polyurethane, TPU）にカーボンナノチューブ（Carbon Nanotube, CNT）を含有させることで、TPU の耐サンドエロージョン性が向上したことを報告した。また、Qian ら[32, 33]は一方向性 CFRP と GFRP を組み合わせて積層させること、強化繊維を有機高分子繊維である Dyneema® や Zylon® にすることによって、複合材料の耐サンドエロージョン性が向上することを報告した。

一方、複合材料の中でも CFRP を基材とし、その表面にコーティングを施すことによって耐サンドエロージョン性を向上させる研究が多く行われてきた。CFRP のコーティングに関しては、PVD（Physical Vapor Deposition, 物理蒸着法）や電気めっきを用いた金属薄膜に関

する研究が行われてきた[34-36]. 金属膜は耐エロージョン性に優れる反面、質量が大きいいため CFRP の軽量性を相殺してしまう恐れがある. そのため、近年では軽量の樹脂コーティング材の検討が行われてきた. 中でも、ポリウレタン系コーティング材が耐エロージョン性に優れることから注目され、多くの研究が行われてきた[26, 37, 38].

ターボファンエンジンにおいては、離着陸の間に空気中に含まれる多量の砂や塵を取り込むことがあり、その場合、ファンブレードやファンケース、FEGV は絶えずエロージョン環境に曝される. その際、砂や塵などといった固体粒子が衝突速度 100 m/s 以上と高速で衝突するため、これらの部材の耐サンドエロージョン性が問題となってくる. また、気流の断熱圧縮によって翼が加熱され、翼の耐サンドエロージョン性は温度の影響を受けることが考えられる. したがって、CFRP をターボファンエンジンなどのサンドエロージョン環境で用いる際には、高温にて耐サンドエロージョン性に優れる材料でコーティングすることが必要となる.

サンドエロージョン研究においては材料の寿命予測すなわち、損傷量を予測することが非常に重要である[6]. 内山ら[8, 9]は、ターボファンエンジンの FEGV を想定した三次元形状翼列の気流および固体粒子運動の数値流体力学 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 解析を行い、FEGV の材質をアルミニウム合金 (A7075-T7351) およびチタン合金 (Ti-6Al-4V) とした場合の、翼表面各位置の損傷量予測分布を、平板材料におけるサンドエロージョン試験の結果をもとに算出し、検討した. 平板試験の結果と損傷量予測式から得られる理論値はよく一致しており、数値解析の結果とを連成させる本手法の有用性を示した.

1.2 本研究の目的および構成

前記の研究背景を踏まえ、本研究では航空機用材料を対象にサンドエロージョンに関する種々の研究を行った. 本研究の構成は、以下に示す通りである.

第 1 章 (本章) では、本研究の背景および目的、本研究の構成について述べる.

第 2 章[39]では、低速度領域のサンドエロージョン試験結果を高速度領域に外挿できるのかを目的に、航空機用構造材料として多用されているアルミニウム合金 (A7075-T7351) と、航空機エンジンのファンブレードに多用されているチタン合金 (Ti-6Al-4V) を対象とし、低速度から高速度領域にわたるサンドエロージョン試験を行い、得られた結果からこれら材料の損傷機構を解明すること通じ、前記の目的が達せられるか検討した. また、試験結果を踏まえ、岡ら[18]の損傷量予測式に基づき、これらの材料の低速度から高速度領域にわたる損傷速度に及ぼす粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式の構築について検討した.

第 3 章[40]では、航空機用材料として広く用いられている Ti-6Al-4V と同等のサンドエロージョン性をもつチタンおよびチタン合金が存在するのかを目的に検討した. 3 種類のチタンおよびチタン合金に対してサンドエロージョン試験を行い、各試験材料の耐サンドエロージョン性を比較した. ここでは、航空機用途で用いられている純チタン 4 種, Ti-3Al-2.5V,

Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al を対象とし[24, 41], これらのチタン系材料の耐サンドエロージョン性を比較した. さらに, 軟体衝突試験を行い, サンドエロージョン試験と軟体衝突試験から, 対象としたチタン系材料のひずみ速度依存性について検討した.

第4章[42, 43]では, 高温環境下でのポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性について検討した. ガラス転移温度の異なる5種類のポリウレタン系材料を用いて, 平板のCFRPにコーティングを施し, それらの高温サンドエロージョン試験を行い, ポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性に及ぼす粒子の衝突速度, 角度および温度の影響を検討した. また, 試験結果に基づき, 内山ら[8, 9]の損傷量予測式に温度の影響を考慮した修正式を検討した.

第5章[42, 43]では, 内山ら[8, 9]が提案した金属材料をFEGVに適用した場合の損傷量予測手法が, CFRPおよびポリウレタン系コーティング材にも適用できるかを目的に検討した. また, 第4章で得られた高温環境下でのサンドエロージョン試験結果に基づき, 高温環境下でのCFRPおよびポリウレタン系コーティング材の寿命予測の手法を構築することを目的に検討した. FEGVに対してCFD解析を行い, 翼各位置における温度と粒子衝突の因子を求め, 平板実験から得られた損傷量予測の修正式と組み合わせることで, CFRPおよびポリウレタン系コーティング材をFEGVに適用した際の損傷量を予測した. さらに, 実際にFEGVへコーティングを施工する際のコーティング膜厚を決定する設計式を検討した.

第6章では, 本研究を総括し, 結論を述べる.

参考文献

- 1) 腐食防食協会, エロージョンとコロージョン, 裳華房, pp.1, 3, 140, 142-146, 1987.
- 2) I. Finnie, Erosion of surfaces by solid particles, *Wear*, Vol.3, pp.87-103, 1960.
- 3) J. G. A. Bitter, A study of erosion phenomena Part 1, *Wear*, Vol.6, pp.5-21, 1963.
- 4) J. G. A. Bitter, A study of erosion phenomena Part 2, *Wear*, Vol.6, pp.169-190, 1963.
- 5) J. H. Neilson and A. Gilchrist, Erosion by a stream of solid particles, *Wear*, Vol.2, pp.111-122, 1968.
- 6) 矢吹彰広, 諸材料の耐固体粒子衝突エロージョン性評価法の確立, 広島大学博士論文, 1999.
- 7) H. Hertz, über die Berührung Fester Elastischer Körper, *Journal für die Reine und Angewandte Mathematik*, Vol.92, pp.156-171, 1881.
- 8) 内山直樹, 大淵健郎, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 二次元翼におけるサンドエロージョン予測, *航空宇宙技術*, Vol.17, pp.277-283, 2018.
- 9) 内山直樹, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 三次元形状翼におけるサンドエロージョン予測, 第55回飛行機シンポジウム講演集, 1D14, 2017.
- 10) 岡良則, イアン・マイケル・ハッチングス, 固体粒子衝突エロージョンの材料硬度依存性, *防食技術*, Vol.39, No.11, pp.610-616, 1990.
- 11) Y. I. Oka, M. Matsumura and T. Kawabata, Relationship between surface hardness and erosion damage caused by solid particle impact, *Wear*, Vol.162-164, pp.688-695, 1993.
- 12) Y. I. Oka, H. Ohnogi, T. Hosokawa and M. Matsumura, The impact angle dependence of erosion damage caused by solid particle impact, *Wear*, Vol.203-204, pp.573-579, 1997.
- 13) 礪本良則, 西村美由喜, 松村昌信, 噴流型サンドエロージョン試験装置における粒子衝突条件の検討, *材料と環境*, Vol.48, pp.349-354, 1999.
- 14) 礪本良則, 西村美由喜, 永橋和雄, 松村昌信, 金属材料における固体粒子衝突エロージョン量の衝突角度依存性, *材料と環境*, Vol.48, pp.366-361, 1999.
- 15) 永橋和雄, 松村昌信, 礪本良則, 球形粒子の準静的および動的押込みによる材料の変形挙動—固体粒子衝突エロージョンの基礎的解析I—, *材料と環境*, Vol.51, pp.209-214, 2002.
- 16) 永橋和雄, 松村昌信, 礪本良則, 単一粒子の衝突によるへこみ周りの塑性ひずみ測定とエロージョンの起点—固体粒子衝突エロージョンの基礎的解析II—, *材料と環境*, Vol.51, pp.215-220, 2002.
- 17) 礪本良則, 永橋和雄, 石井幸昌, 小林康男, 津村敏則, 低速から超音速の固体粒子衝突による材料の変形挙動—超音速固体粒子衝突エロージョンへの展開—, *材料と環境*, Vol.52, pp.371-377, 2003.
- 18) Y. I. Oka, K. Okamura and T. Yoshida, Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 1: Effects of impact parameters on a predictive equation, *Wear*, Vol.259,

- pp.95-101, 2005.
- 19) Y. I. Oka and T. Yoshida, Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 2: Mechanical properties of materials directly associated with erosion damage, *Wear*, Vol.259, pp.102-109, 2005.
 - 20) 清水一道, 野口徹, 岡田雅生, エロージョン摩耗における球状黒鉛鋳鉄の衝突角度依存性の解析, *鋳造工学*, Vol.73, No.6, pp.362-366, 2001.
 - 21) 清水一道, 野口徹, エロージョン摩耗における衝突粒子の諸因子の影響, *日本機械学会論文集 (A 編)*, Vol.69, No.683, pp.1166-1172, 2003.
 - 22) 清水一道, 野口徹, 麻生節夫, エロージョン摩耗に及ぼす衝突粒子特性の影響, *鋳造工学*, Vol.76, No.3, pp.179-184, 2004.
 - 23) 守屋勝義, 岡田拓也, 西村圭司, PW-1100G-JM エンジンプログラムの概要, *IHI 技報*, Vol.60, No.2, pp.42-52, 2020.
 - 24) 稲垣育宏, 武智勉, 白井善久, 有安望, 航空機用チタンの適用状況と今後の課題, *新日鉄住金技報*, No.396, pp.23-28, 2013.
 - 25) 松本洋明, 航空機用チタン合金の熱間加工特性および有限要素解析 (FEM) を併せたマクロ・メゾスケール組織・材質予測, *軽金属*, Vol.70, No.12, pp.562-569, 2020.
 - 26) 松岡浩平, 大淵健郎, 新井和吉, CFRP 用コーティング材の耐サンドエロージョン性, 第5回日本複合材料会議 (JCCM-5) 講演集, 2A-10, 2014.
 - 27) 宮崎則幸, 重國智文, 宗像健, 武田展雄, FRP のエロージョン特性, *材料*, Vol.40, No.449, pp.205-210, 1991.
 - 28) 原木信夫, 中尾孝, 津田健, 北條英光, ガラスマット強化プラスチック複合材のサンドエロージョン挙動, *日本複合材料学会誌*, Vol.17, No.6, pp.235-242, 1991.
 - 29) 宮崎則幸, 濱尾聡和, 宗像健, FRP のエロージョンに及ぼす界面強度の影響, *材料*, Vol.44, No.497, pp.175-180, 1995.
 - 30) K. Tsuda, M. Kubouchi, T. Sakai, A. H. Saputra and N. Mitomo, General method for predicting the sand erosion rate of GFRP, *Wear*, Vol.260, pp.1045-1052, 2006.
 - 31) M. Dong, C. Wang, H. Liu, C. Liu, C. Shen, J. Zhang, C. Jia, T. Ding and Z. Guo, Enhanced Solid Particle Erosion Properties of Thermoplastic Polyurethane-Carbon Nanotube Nanocomposites, *Macromolecular Materials and Engineering*, Vol.304, 1900010, 2019.
 - 32) D. Quian, L. Bao, M. Takatera and K. Kemmochi, Particle Erosion Behavior of Unidirectional CF and GF Hybrid Fiber - Reinforced Plastic Composites, *Journal of Textile Engineering*, Vol.55, pp.39-44, 2009.
 - 33) D. Qian, L. Bao, M. Takatera, K. Kemmochi and A. Yamanaka, Fiber-reinforced polymer composite materials with high specific strength and excellent solid particle erosion resistance, *Wear*, Vol.268, pp.637-642, 2010.
 - 34) C. Maurer and U. Schulz, Erosion resistant titanium based PVD coating on CFRP, *Wear*, Vol.302,

- pp.937-945, 2013.
- 35) J. Andreska, C. Maurera, J. Bohnetb and U. Schulza, Erosion resistance of electroplated nickel coatings on carbon-fiber reinforced plastics, *Wear*, Vol.319, No.1-2, pp.138-144, 2014.
 - 36) G. He, L. Wang, J. Chen, D. Sun, Y. Chai and Z. Fang, Improvement of anti-erosion performance of TiN coatings through using a filtration cathode vacuum arc deposition method, *Journal of the American Ceramic Society*, Vo. 105, pp.3153-3164, 2022.
 - 37) H. Ashrafizadeh, P. Mertiny and A. MacDonald, Evaluation of the effect of temperature on mechanical properties and wear resistance of polyurethane elastomers, *Wear*, Vol.368-369, pp.26-38, 2016.
 - 38) H. Ashrafizadeh, P. Mertiny and A. MacDonald, Development of a finite element model to study the effect of temperature on erosion resistance of polyurethane elastomers, *Wear*, Vol.390-391, pp.322-333, 2017.
 - 39) 柄澤秀親, 高木美甫, 新井和吉, 航空機用金属材料の高速サンドエロージョン, *材料の科学と工学*, Vol.61, No.1, pp.28-34, 2024.
 - 40) 柄澤秀親, 櫻井陽輝, 古神佑太郎, 田頭浩一郎, 石田瑞紀, 新井和吉, 航空機におけるチタンおよびチタン合金の異物衝突損傷, *材料の科学と工学*, Vol.61, No.1, pp.35-42, 2024.
 - 41) 有安望, 松本啓, 北浦知之, 西山真哉, 米正裕, 航空機向けチタン製造技術, *日本製鉄技報*, N0.418, pp.28-32, 2021.
 - 42) 柄澤秀親, 柴崎広樹, 糸日谷剛, 山下慎一郎, 新井和吉, CFRP用ポリウレタン系コーティング材の高温サンドエロージョン, *材料*, Vol.70, No.12, pp896-903, 2021.
 - 43) H. Karasawa, H. Shibasaki, G. Itohiya, S. Yamashita and K. Arai, Sand Erosion of Polyurethane Coating Materials for CFRP at Elevated Temperature, *Materials Transactions*, Vol.63, No.7, pp.993-1000, 2022.

第2章 高速サンドエロージョンの試験方法および体積損傷速度の算出方法の検討[1]

2.1 緒言

航空機においては、離陸から着陸の間に多くの砂や塵などが衝突速度 100 m/s 以上と高速で衝突するため、耐サンドエロージョン性が問題となっている。しかしながら、粒子の衝突速度が高速度領域で行われているサンドエロージョン試験は少なく、その際の材料の損傷機構はほとんど明らかにされていない。

そこで本研究では、低速度領域のサンドエロージョン試験結果を高速度領域に外挿できるのかを目的に検討した。航空機用構造材料として多用されているアルミニウム合金 (A7075-T7351) と、航空機エンジンのファンブレードに多用されているチタン合金 (Ti-6Al-4V) を対象とし、低速度から高速度領域にわたるサンドエロージョン試験を行い、得られた結果からこれら材料の損傷機構を解明することを通じ、前記の目的が達せられるか検討した。まず、一段式軽ガスガンを用い、高速度領域におけるサンドエロージョン試験法と損傷量算出法を検討した。ついで、2種類のサンドブラスト型試験装置を用いて低速度領域の、一段式軽ガスガンを用いて高速度領域のサンドエロージョン試験を行い、粒子衝突によって発生した衝突痕深さおよび長さから、サンドエロージョンの損傷機構に及ぼす粒子の衝突速度の影響について、低速度から高速度領域にわたって検討した。さらに、岡ら[2]の損傷量予測式に基づき、これらの材料の低速度から高速度領域にわたる損傷速度に及ぼす粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式の構築について検討した。

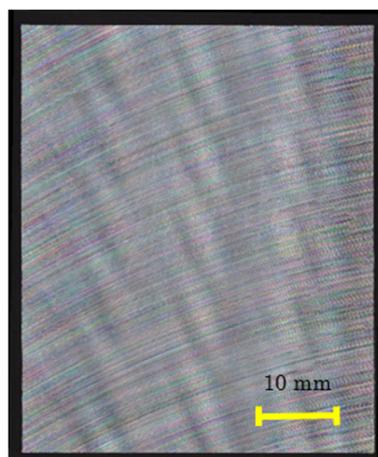
2.2. 試験方法

2.2.1 試験片および衝突粒子

試験材料には、アルミニウム合金 (A7075-T7351) およびチタン合金 (Ti-6Al-4V) を用いた。試験片の写真を Fig. 2-1 に示す。試験片の寸法は、サンドブラスト型試験装置を用いた試験では 60 mm×49.5 mm×4.5 mm、一段式軽ガスガンを用いた試験では 30 mm×49.5 mm×4.5 mm とした。試験材料の密度は、アルミニウム合金が 2810 kg/m³、チタン合金が 4460 kg/m³ であった。サンドブラスト型装置を用いた試験においては、材料表面の表面粗さに対して材料表面に生じる損傷痕が非常に大きいことから、損傷体積の測定時に表面粗さの影響をほぼ無視できるため、表面が未加工である一般的な圧延材を用いた。一方、一段式軽ガスガンを用いた試験においては、材料表面に生じる損傷痕の 1 つ 1 つが微小であり、材料表面が未加工の場合、材料表面の粗さに損傷痕が埋もれてしまうため、損傷体積を正確に測定することが困難である。そこで、材料表面を研磨機にて鏡面仕上げにしたものを用いた。

衝突粒子には、不定形アルミナ粒子 (Al₂O₃, 昭和電工 (株), WA-70) を用い、ふるい分けは行わず用いた。粒子の写真を Fig. 2-2 に示す。粒径分布はレーザー回折・散乱式粒度分布測定器 ((株) セイシン企業, LMS-2000e) を用いて計測し、平均粒径は 290 μm であった。

[3]. また、粒子の真密度は $3,980 \text{ kg/m}^3$ であった.



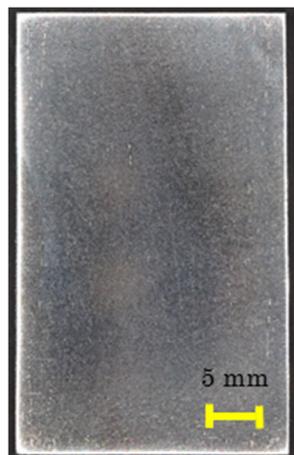
(a) A7075-T7351 (for sandblaster)



(b) A7075-T7351 (for light gas gun)



(c) Ti-6Al-4V (for sandblaster)



(d) Ti-6Al-4V (for light gas gun)

Fig. 2-1 Photographs of test pieces.

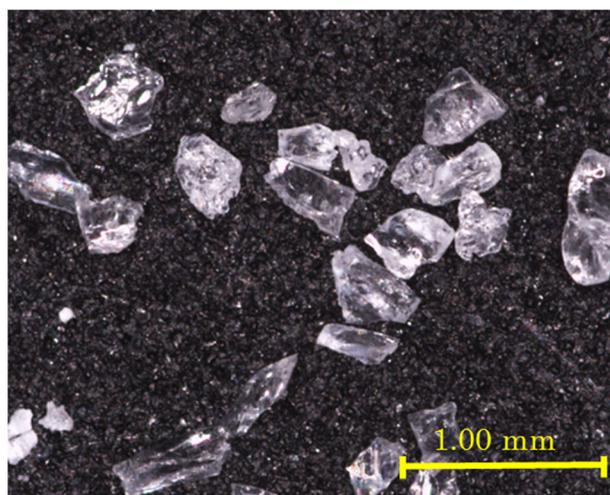


Fig. 2-2 Photograph of impact particle.

2.2.2 サンドエロージョン試験装置

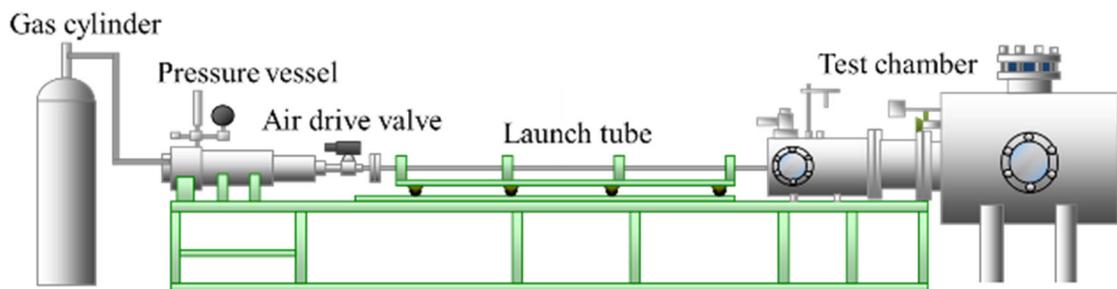
本研究において、約 100 m/s 以上の高速度領域における試験では一段式軽ガスガン (Fig. 2-3 (a)) [4]を用いた。また、約 100 m/s 以下の低速度領域における試験では直圧式 (Fig. 2-3 (b)) およびサクシオン式 (Fig. 2-3 (c)) の 2 種類のサンドブラスト型試験装置[3, 5]を用いた。2 種類のサンドブラスト型試験装置を用いた理由は、サンドエロージョン試験を効率的に実施するためであり、両装置では同一の試験結果が取得できることを予備試験にて確認した。

一段式軽ガスガンを用いた試験においては、ポリカーボネート製のサボを用いて粒子を発射した。サボの写真を Fig. 2-4 に示す。サボの先端に複数の穴を開け、総量 6~7 mg の粒子を入れて加速、発射し、試験片直前でサボを停止させてサボと粒子を分離させ、粒子のみを試験片に衝突させた。1 枚の試験片に対し、粒子の衝突回数は 1 回とした。衝突試験後、試験片に生じた損傷痕の損傷体積を、三次元形状測定機 (株) キーエンス、VR-3200) によって測定した。一段式のチャンバー内の様子を Fig. 2-5 に、三次元形状測定機を Fig. 2-6 にそれぞれ示す。試験片台は可動式になっており、試験片に対する粒子の衝突角度を変化させることができる。

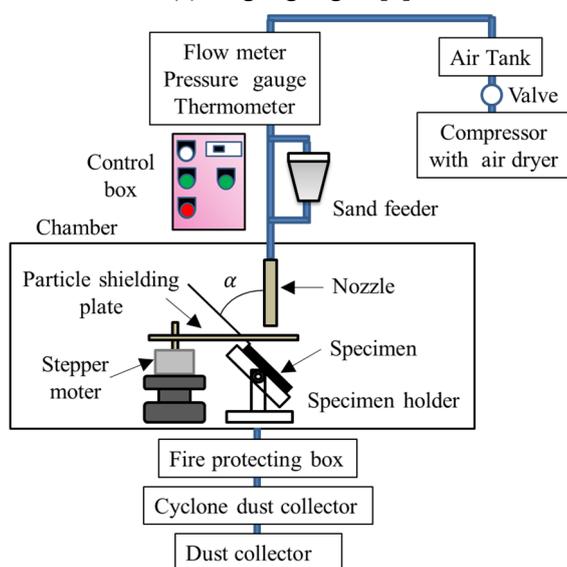
サンドブラスト型試験装置は、コンプレッサーによって加圧されて管路内を流れる空気に粒子供給装置から粒子を供給し、ノズルから噴出させて試験チャンバー内に設置した試験片に衝突させる装置である。直圧式試験装置 (Fig. 2-3 (b)) は、粒子供給装置の圧力を管路と同圧にして粒子を導入する方式である。一方、サクシオン式試験装置 (Fig. 2-3 (c)) は、管路の管径を一旦絞ったエジェクター部から大気圧にて粒子を供給する方式である。サクシオン式試験装置にて用いたエジェクターおよびノズル部を Fig. 2-7 に、試験片台および直圧式試験装置にて用いたノズルを Fig. 2-8 にそれぞれ示す。なお、一般的に、直圧式試験装置の方が、サクシオン式試験装置よりも粒子の速度を増加させやすい。粒子を噴出するノズルの内径について、直圧式試験装置では 1.2 mm、サクシオン式試験装置では 3.0 mm であった。試験チャンバー内の試験片台は、一段式軽ガスガンを用いた試験と同様に可動式になっており、試験片に対する粒子の衝突角度を変化させることができる。試験チャンバー後方には、消炎器とサイクロン式およびフィルタ式の集塵機を設置し、試験片衝突後の固体粒子を回収した。

直圧式試験装置では、粒子の噴出開始と停止の際に衝突粒子量が増加してしまうため、一定の衝突粒子量が噴出している間のみ、試験片に粒子が衝突するように制御できる遮蔽装置を用いた。用いた遮蔽装置を Fig. 2-9 に示す。ノズルと試験片の間に金属板 (遮蔽板) を設置し、所定時間で遮蔽板を開閉させることで粒子衝突時間を制御した。遮蔽装置には、ワンボードマイクロコンピュータ (Arduino LLC, Arduino UNO Rev3) を用いて制御し、2 相のバイポーラスステップモータ (SM-42BYG011) で遮蔽板を開閉した。まず、ノズルから一定時間粒子を噴出させ、粒子が目標速度に達した後、遮蔽板を開き、試験片に粒子を衝突させた。ついで、試験片に粒子を所定の時間衝突させた後に遮蔽板を閉じることで、試験

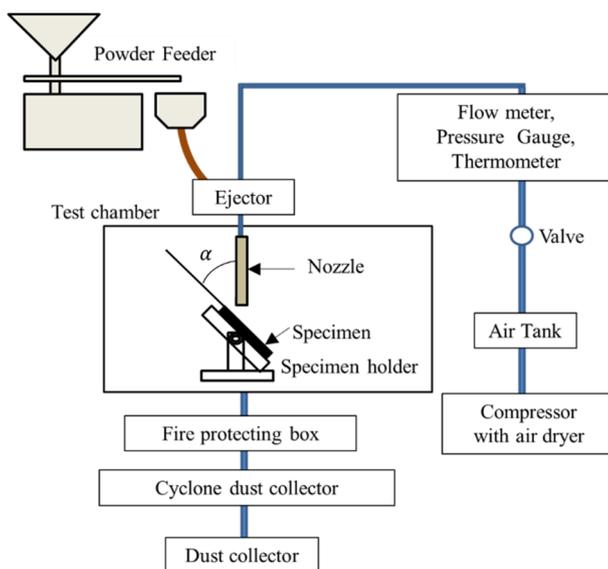
片への粒子衝突を終了させた。



(a) Light gas gun [4]



(b) Direct pressure type sandblast equipment



(c) Suction type sandblast equipment [5]

Fig. 2-3 Schematic diagram of light gas gun and sand erosion test apparatus.

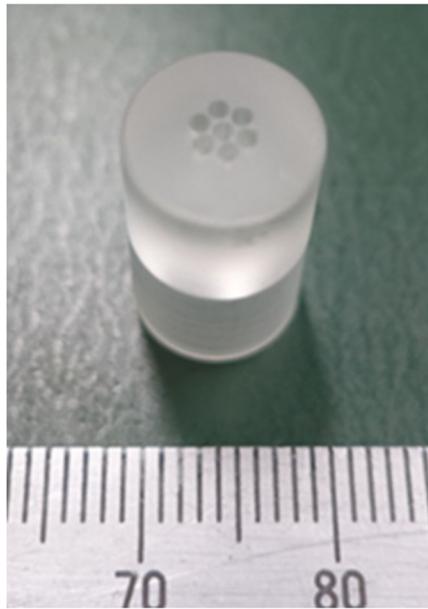


Fig. 2-4 Photograph of sabot for high-speed sand erosion.

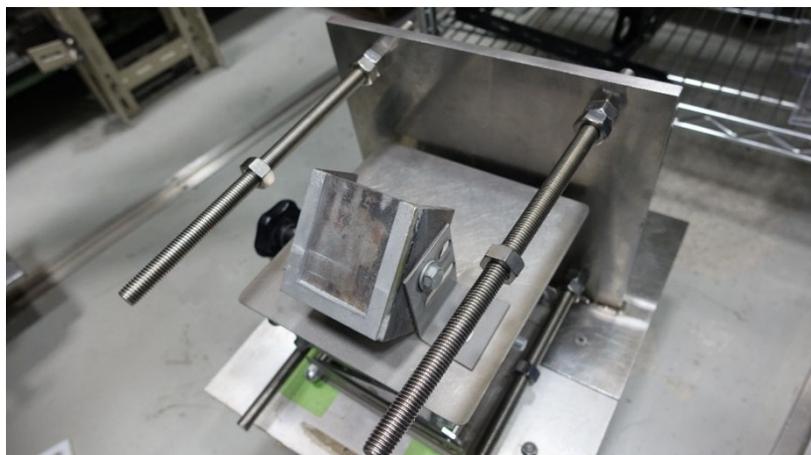


Fig. 2-5 Photographs of test holder and chamber.

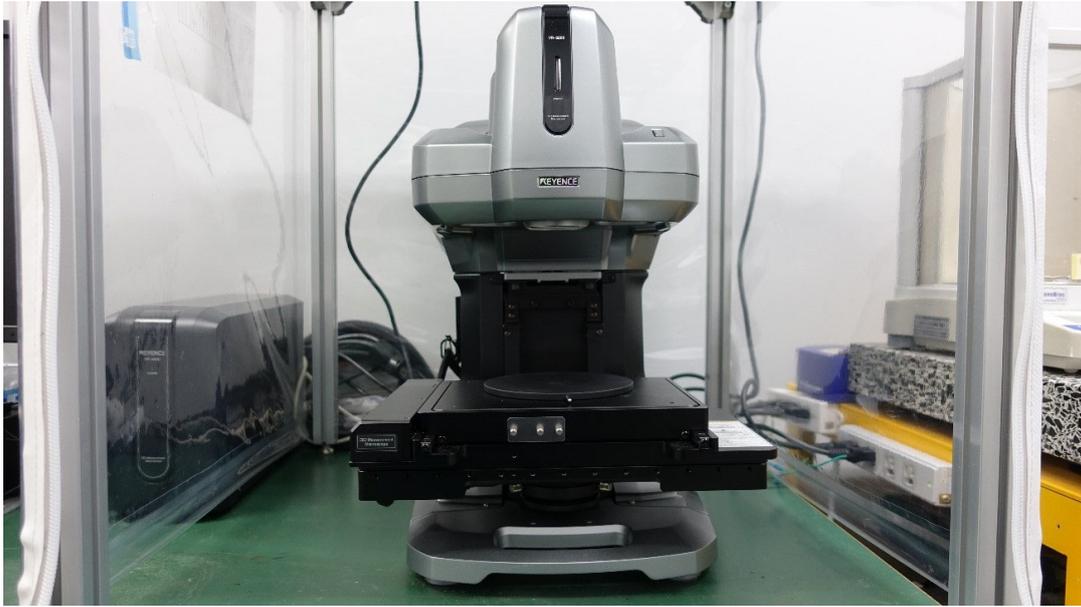


Fig. 2-6 Photograph of three-dimensional form measurement.

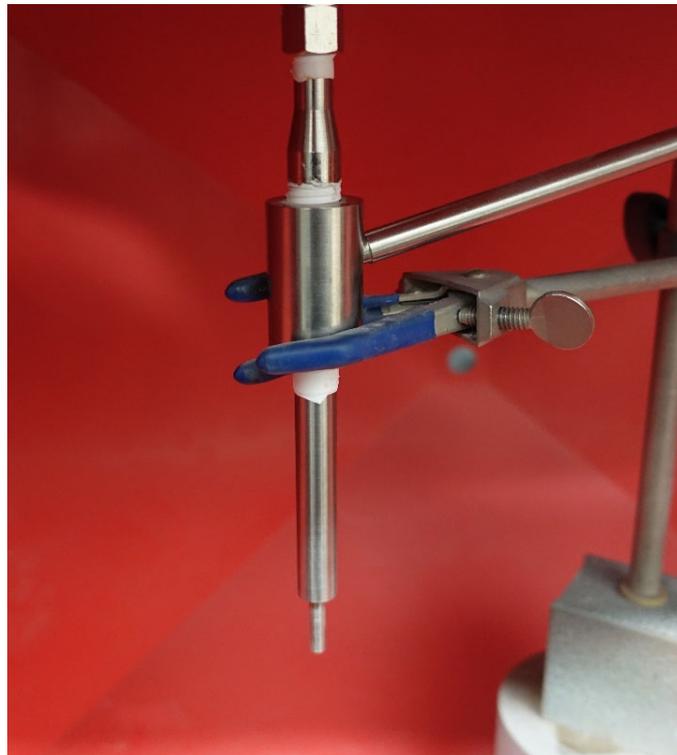


Fig. 2-7 Photograph of ejector and nozzle of suction type sandblast equipment.

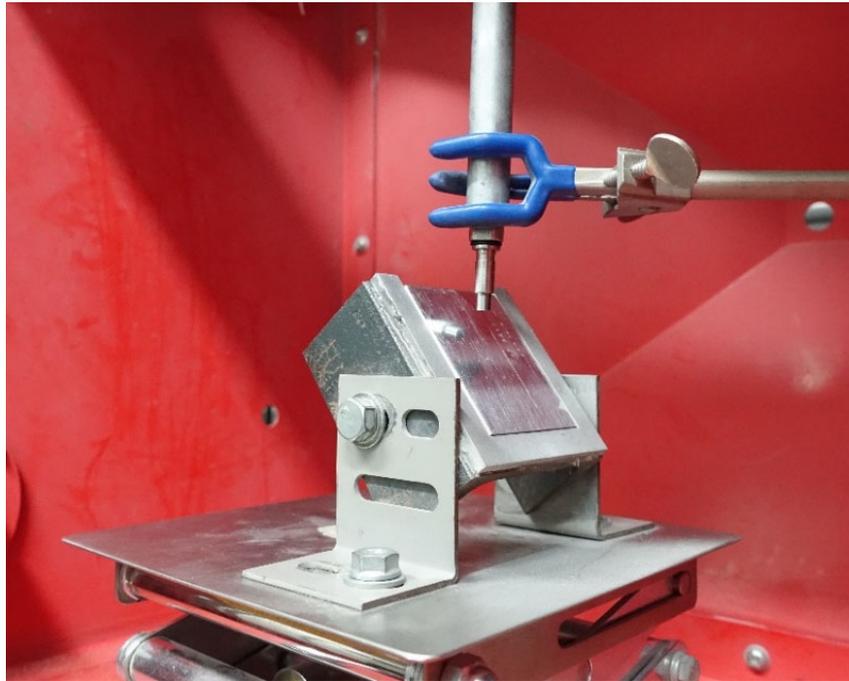
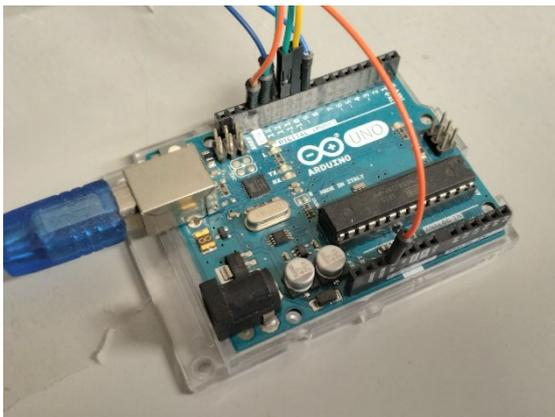


Fig. 2-8 Photograph of test holder and nozzle of direct pressure type sandblast equipment.



(a) Arduino UNO Rev3



(b) Shielding device

Fig. 2-9 Photographs of shield device.

2.2.3 試験条件および損傷の評価方法

サンドブラスト型試験装置を用いた試験では、試験時の粒子の衝突速度 v_p を正確にコントロールするため、予備試験として試験部における v_p を測定する必要がある。本研究では、高速度ビデオカメラ（(株) フォトロン, FASTCAM SA5）によって粒子の速度を1つ1つ測定する直接観察法を用い、空気流量を調整することで v_p を設定した。撮影時の様子を Fig. 2-10 に示す。この際、粒子間の干渉が起きていないことを確認した。一段式軽ガスガンを用いた試験では、試験片に衝突する直前の v_p を高速度ビデオカメラによって測定した。また、発射の際には、蓄圧器への充填圧力を調整することで、 v_p を設定した。サンドブラスト型試験装置および一段式軽ガスガンを用いた試験はともに、撮影速度を 150,000 fps とした。

一段式軽ガスガンを用いた試験では、 v_p を 100, 130, 160, 190, 220 および 250 m/s, 粒子の衝突角度 α は 15°, 45°および 80°とした。また、サンドブラスト型装置を用いた試験では、 v_p を 20, 35, 50, 75, 90 および 100 m/s, α は 15°, 30°, 45°, 60°および 80°とした。ここで、 α は 90°が垂直衝突、0°が水平衝突である。サンドブラスト型試験装置において、粒子を噴出するノズル先端と試験片表面との粒子噴射軸上の距離は、 α によらず一定とし、直圧式試験装置を用いた試験では 10 mm, サクション式試験装置を用いた試験では 20 mm とした。また、試験はすべて室温中にて実施した。

粒子衝突による試験片の耐サンドエロージョン性の評価には、単位衝突粒子質量当たりの体積損傷量である体積損傷速度 R_v (m^3/kg) を用いた[3, 6]。 R_v の式を以下に示す。

$$R_v = \frac{\Delta V}{M} \quad (2-1)$$

ここで、 ΔV は試験片の損傷体積 (m^3)、 M は試験片に衝突した粒子量 (kg) である。サンドブラスト型装置を用いた試験においては、試験片の同一箇所に対し、粒子量を 1.9~2.5 g/min. として被衝突材に粒子を噴出した。直圧式試験装置を用いた際には 30 s 毎に、サクション式試験装置を用いた際には 20 g 毎に、損傷体積を三次元形状測定機で測定した。この作業を複数回繰り返すことで、試験片の損傷体積と衝突粒子量の関係を表す損傷曲線を損傷曲線の定常期の直線の傾きから R_v を求めた[3, 5-8]。一例として、A7075-T7351 における、 $v_p = 50 \text{ m/s}$, $\alpha = 15^\circ$ の損傷曲線を Fig. 2-11 に示す。一段式軽ガスガンを用いた試験における R_v の算出方法については後述する。なお、 R_v はその値が低いほど、耐サンドエロージョン性に優れることを示す。各試験条件の試験片の枚数は 1 枚とした。

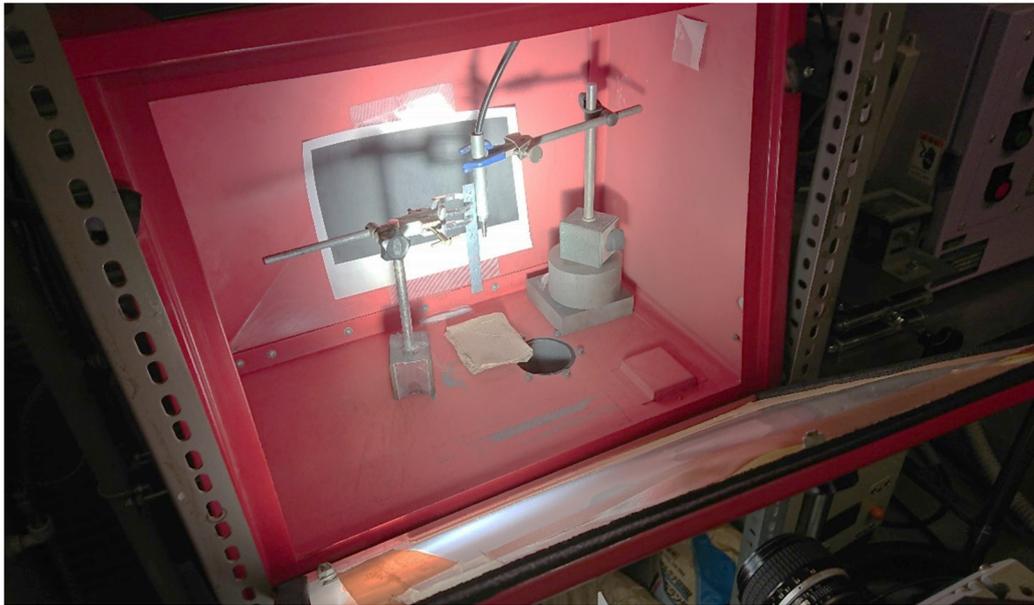


Fig. 2-10 Photograph of particle velocity measurement.

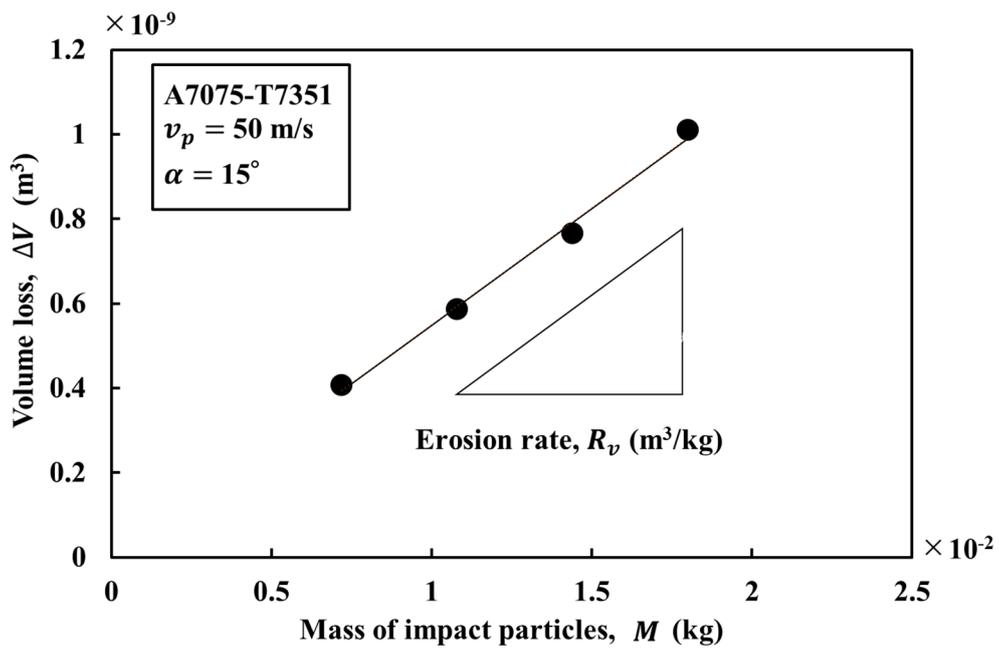


Fig. 2-11 Volumetric damage curve.

2.2.4 ビッカース硬さ試験

各試験材料のビッカース硬さは、ビッカース硬さ試験機（株）ミットヨ、Hv-114）を用いて測定した。試験力は 39.22 N、試験力速度は約 100 $\mu m/s$ とし、各試験片に対して 5 回の測定を行い、その平均値を算出した。

2.3 試験結果

2.3.1 高速粒子衝突における損傷量の計測および算出方法

サンドブラスト型装置を用いた試験において、被衝突材は、一定量の粒子が繰り返し衝突することによって、その表面が徐々に損傷する (Fig. 2-12 (a)). 前記のように、繰り返し衝突によって得られた損傷曲線から、 R_v を算出する方法が一般的である。一方、一段式軽ガスガンを用いた試験では粒子が 1 回しか衝突しないため、上記のような損傷曲線を得ることができない。また、一段式軽ガスガンを用いた試験での被衝突材の R_v の算出は、ほとんど行われていない。そこで、まず、一段式軽ガスガンによる R_v の算出方法について検討を行った。

一段式軽ガスガンを用いた試験では、6~7 mg の微量の粒子を衝突させたため、材料の衝突面には、約 100 個の単一粒子毎の衝突痕が発生した。この単一粒子の衝突痕を、三次元形状測定機にて計測した。その際、単一粒子の衝突によって生じた衝突痕には、クレーター部とリップ部の 2 種類があることが確認された (Fig. 2-12 (b)). そこで、クレーター体積 V_C とリップ体積 V_L を定義し、全衝突粒子痕における V_C , V_L および V_C から V_C を減じた体積 ($V_C - V_L$) を算出した。これらを衝突粒子量で除することにより、 V_C , V_L および ($V_C - V_L$) から得られた R_v について検討した。一例として、三次元形状測定機で撮影した A7075-T7351 の衝突痕画像および測定結果を Fig. 2-13 に示す。

本検討において、A7075-T7351 に対し、サンドブラスト型試験装置および一段式軽ガスガンの両装置で低速度から高速度領域に変化させ試験した。 $\alpha = 15^\circ$ における結果を Fig. 2-14 に、 $\alpha = 45^\circ$ における結果を Fig. 2-15 に、 $\alpha = 80^\circ$ における結果を Fig. 2-16 に、両対数グラフにてそれぞれ示す。 $v_p = 100 \text{ m/s}$ の場合は、サンドブラスト型試験装置および一段式軽ガスガンの両装置において試験が可能であることから、両装置から得られた R_v を比較した。その結果、一段式軽ガスガンを用いた試験における ($V_C - V_L$) から得られた R_v が、サンドブラスト型試験装置から得られた R_v と良い一致を示すことがわかった。また、高速度領域における R_v の増加傾向も、($V_C - V_L$) から得られたものが、低速度領域における R_v の増加傾向と一致することがわかった。これらの結果は、Ti-6Al-4V に対しても、同様の結果が得られた。以上のことから、一段式軽ガスガンを用いた高速度領域における試験の R_v は、 V_C から V_L を減じた体積 ($V_C - V_L$) を用いて算出する方法が、妥当であることがわかった。本手法を用いることによって、 v_p が 100 m/s 以下の低速度領域のサンドエロージョン試験結果を、 v_p が 100 m/s 以上の高速度領域に外挿できるものと考えられる。

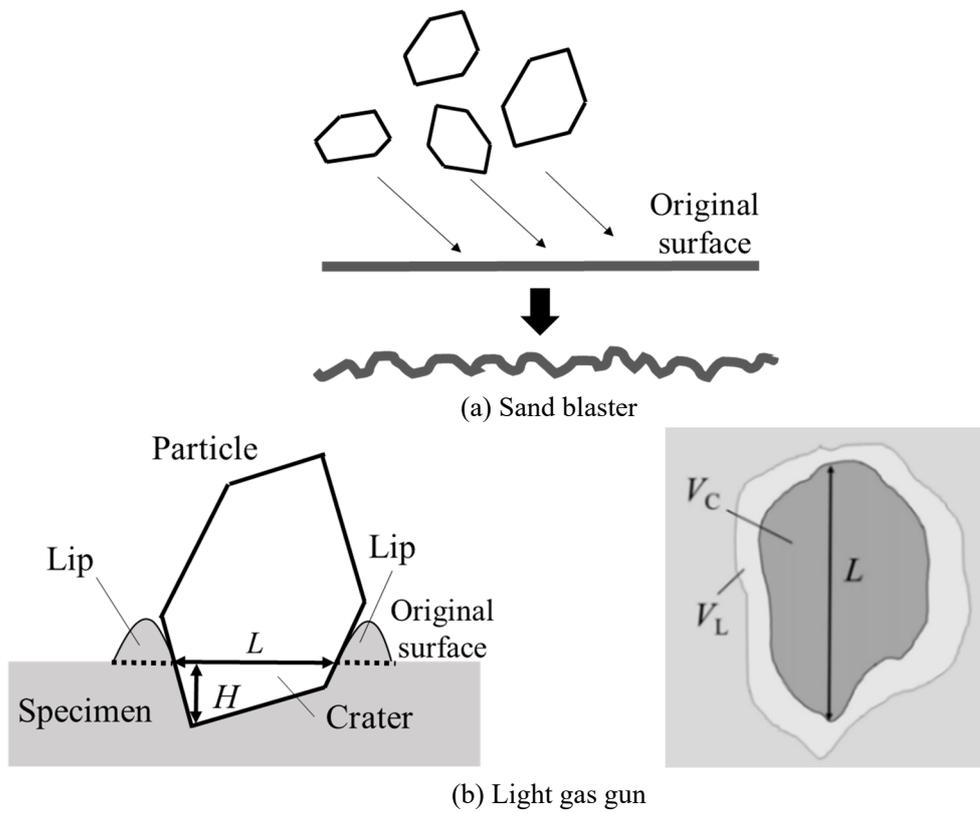


Fig. 2-12 Schematic diagram of volume loss.

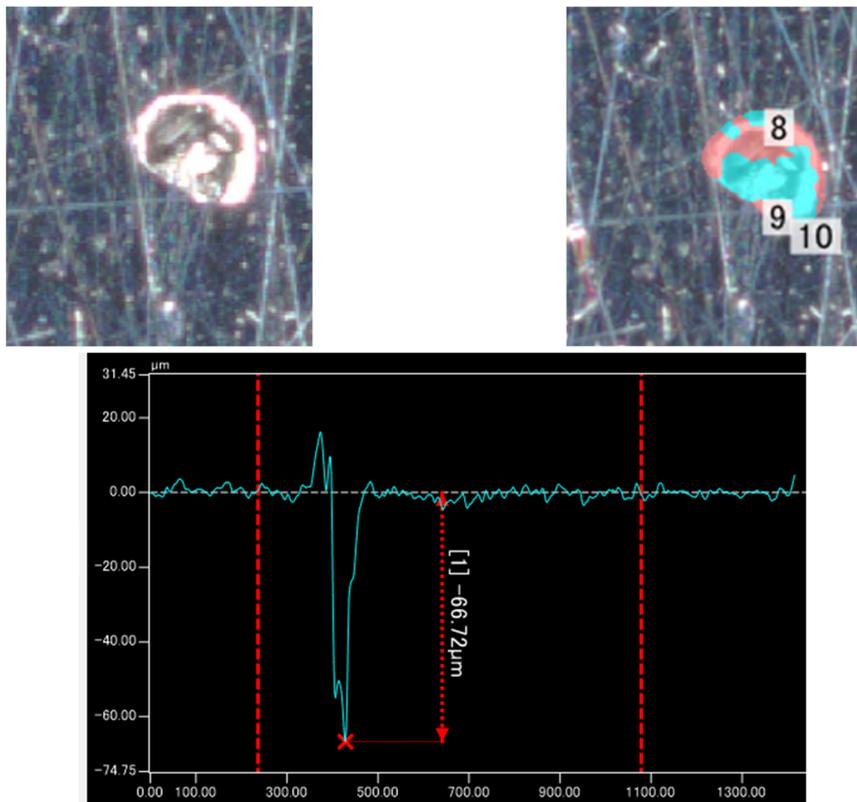


Fig. 2-13 Three-dimensional form measurement of damaged surface of A7075-T7351.

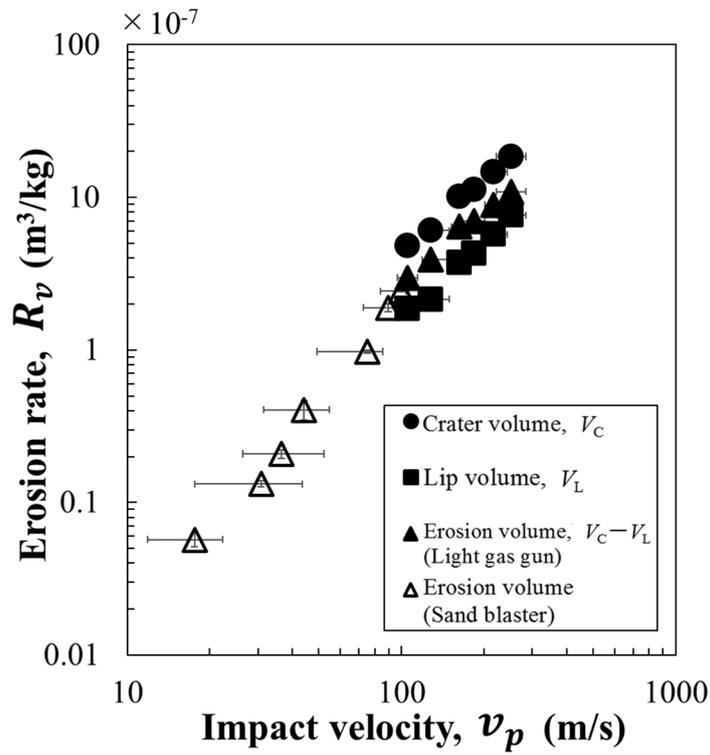


Fig. 2-14 Comparison of erosion rate R_v ($\alpha = 15^\circ$).

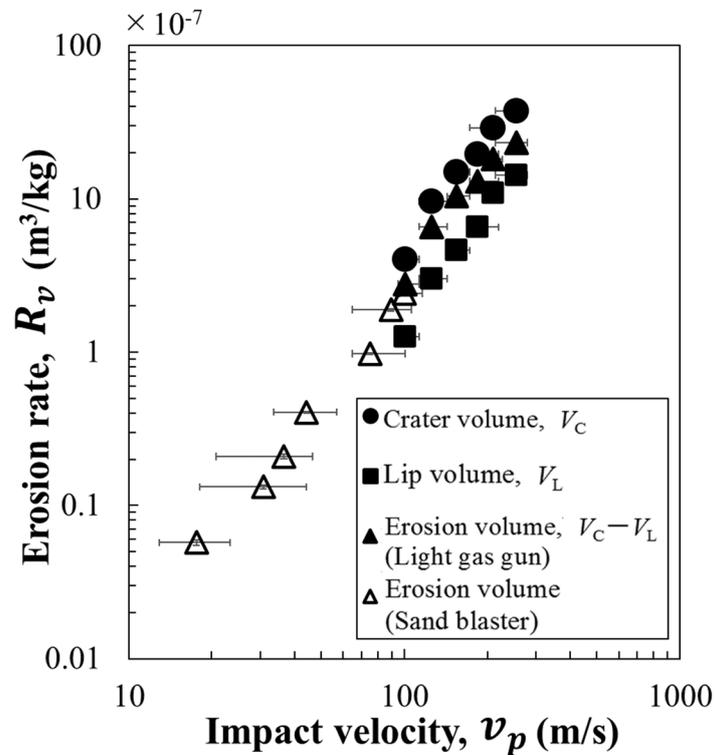


Fig. 2-15 Comparison of erosion rate R_v ($\alpha = 45^\circ$).

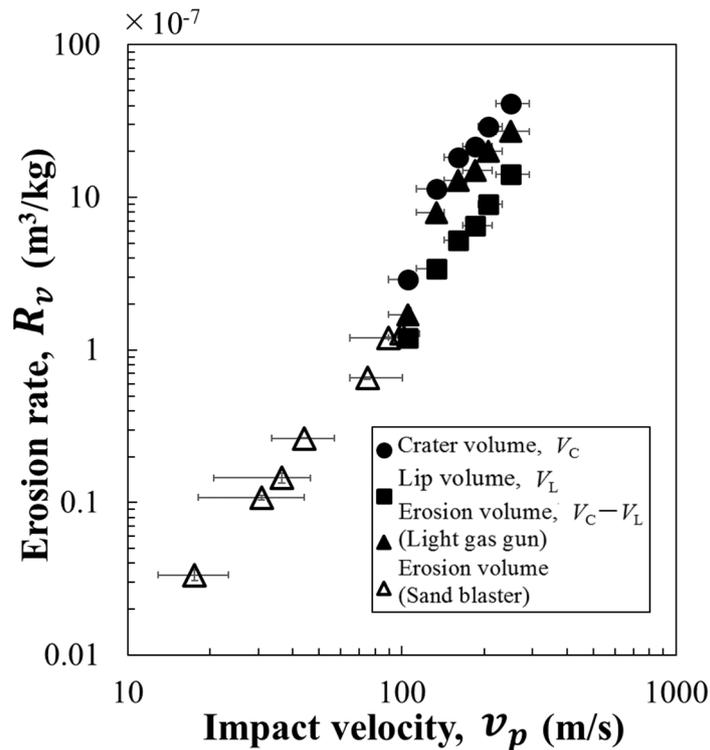


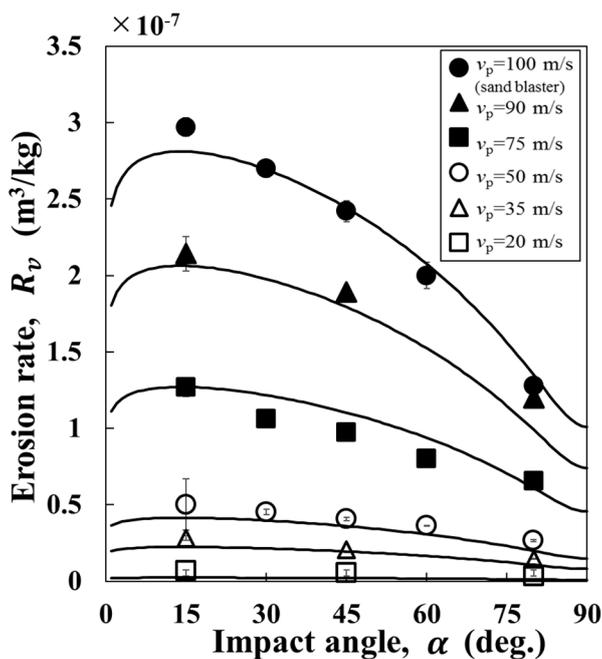
Fig. 2-16 Comparison of erosion rate R_v ($\alpha = 80^\circ$).

2.3.2 粒子の衝突速度および衝突角度の影響

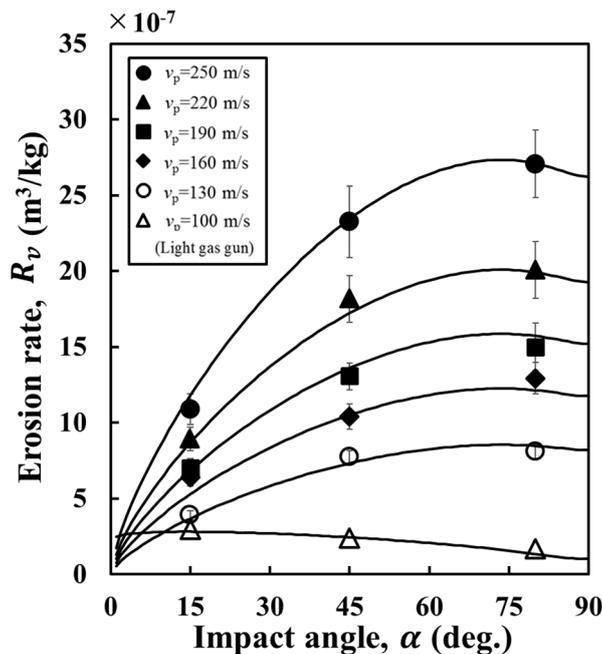
v_p を低速度から高速度領域に変化させたサンドエロージョン試験を、A7075-T7351 および Ti-6Al-4V に対して行い、 R_v に及ぼす v_p と α の影響について検討した。A7075-T7351 の結果を Fig. 2-17 に、Ti-6Al-4V の結果を Fig. 2-18 にそれぞれ示す。なお、図中の実線は後述する損傷量予測式による線を示している。A7075-T7351 および Ti-6Al-4V とともに、 α によらず、 v_p の増加に伴い R_v も増加した。また、両材料とも R_v が最大となる α は、 v_p が 130 m/s 未満では約 15° であり、 v_p が 130 m/s 以上では約 80° となっていた。さらに、高速度領域において、Ti-6Al-4V の R_v は A7075-T7351 の約 1/2 となっていることから、Ti-6Al-4V は A7075-T7351 よりも高速度領域の耐サンドエロージョン性に優れることがわかった。

一般的に、金属材料などの延性材料においては、低衝突角度では切削が、高衝突角度では変形が支配的な因子になることが、低速度領域のサンドエロージョン試験からわかっている[3, 9, 10]。そこで、高速度領域における衝突角度 α による変形および切削による損傷割合を調べるため、A7075-T7351 の v_p が 100 m/s 以上の一段式軽ガスガンの三次元形状測定結果から、Fig. 2-12 (b) に示す衝突痕深さ H および衝突痕長さ L を求めた。 H および L に及ぼす v_p および α の影響を、Fig. 2-19 および Fig. 2-20 にそれぞれ示す。Fig. 2-19 から、高速度領域において H は高衝突角度側ほど大きくなった。しかし、それぞれの α の累乗近似による線を低速度領域に外挿すると、 H は低衝突角度側ほど大きくなることから、低速度領域で深さの大小関係が逆転する可能性がある。一方、Fig. 2-20 から、高速度領域において L は低衝突角度

側ほど大きくなった。また、それぞれの α の累乗近似による線を低速度領域に外挿した場合も、 L は低衝突角度側ほど大きいと考えられる。これらの結果から、低速度領域では、変形による損傷よりも切削による損傷の方が大きい、高速度領域においては、粒子の運動エネルギーが増加し、被衝突材の塑性変形の割合が大きくなったため、切削による損傷よりも変形による損傷が支配的になっているものと考えられる。

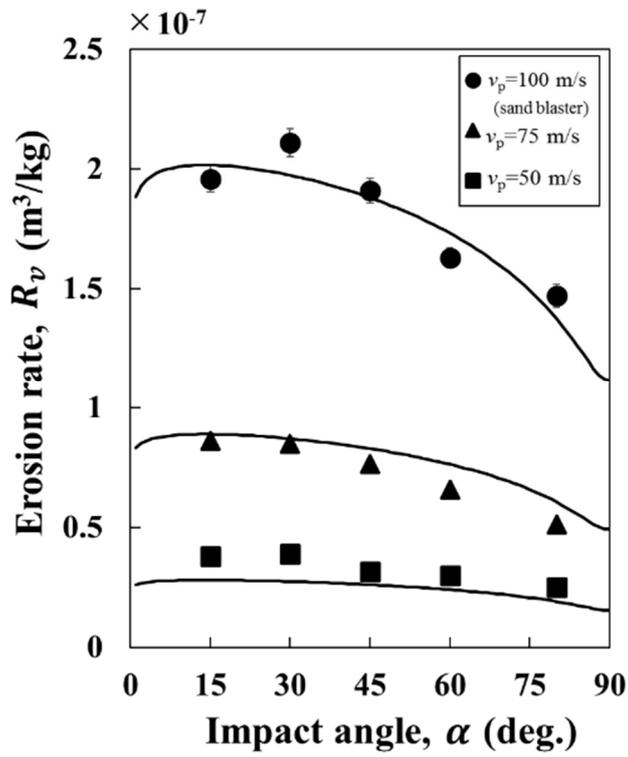


(a) Impact velocity $v_p < 130$ m/s

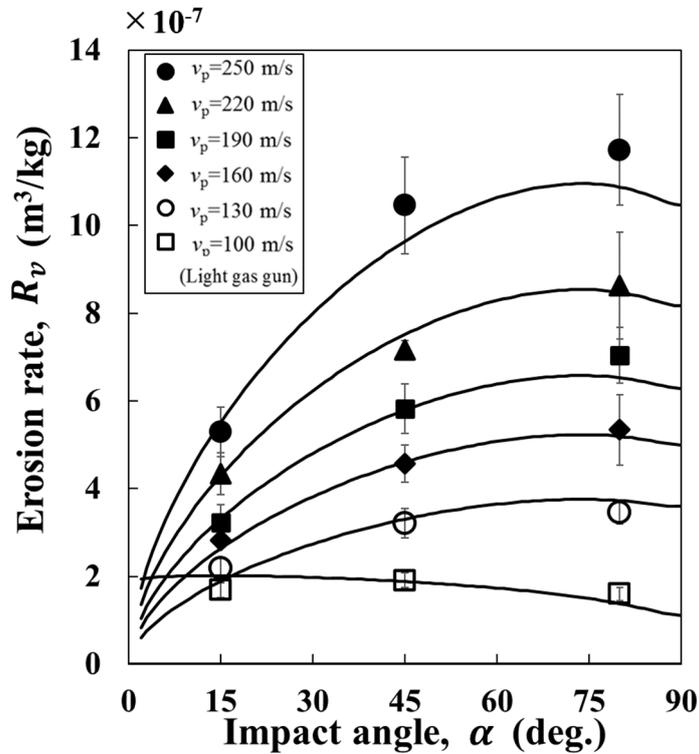


(b) Impact velocity $v_p \geq 130$ m/s

Fig. 2-17 Effect of particle velocity v_p and angle α on erosion rate R_v of A7075-T7351.



(a) Impact velocity $v_p < 130$ m/s



(b) Impact velocity $v_p \geq 130$ m/s

Fig. 2-18 Effect of particle velocity v_p and angle α on erosion rate R_v of Ti-6Al-4V.

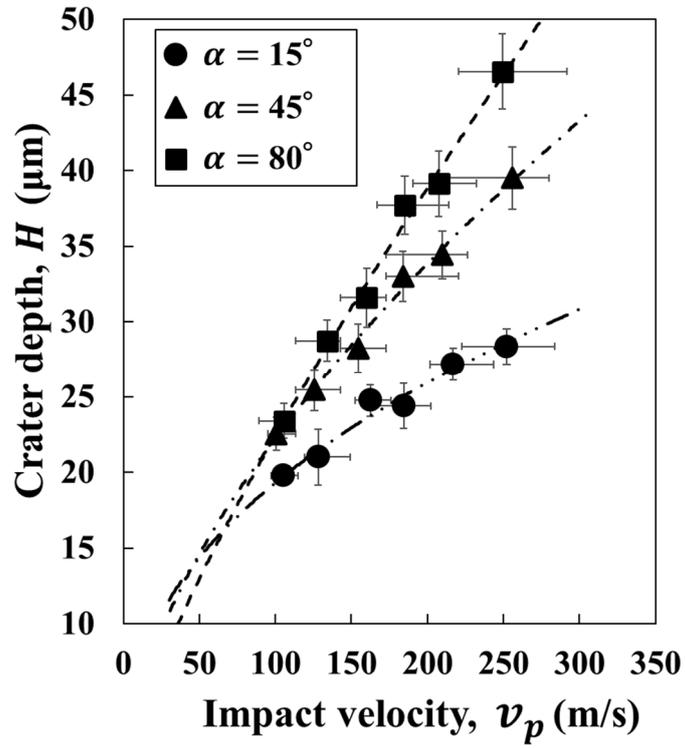


Fig. 2-19 Effect of impact velocity v_p and angle α on crater depth H of A7075-T7351.

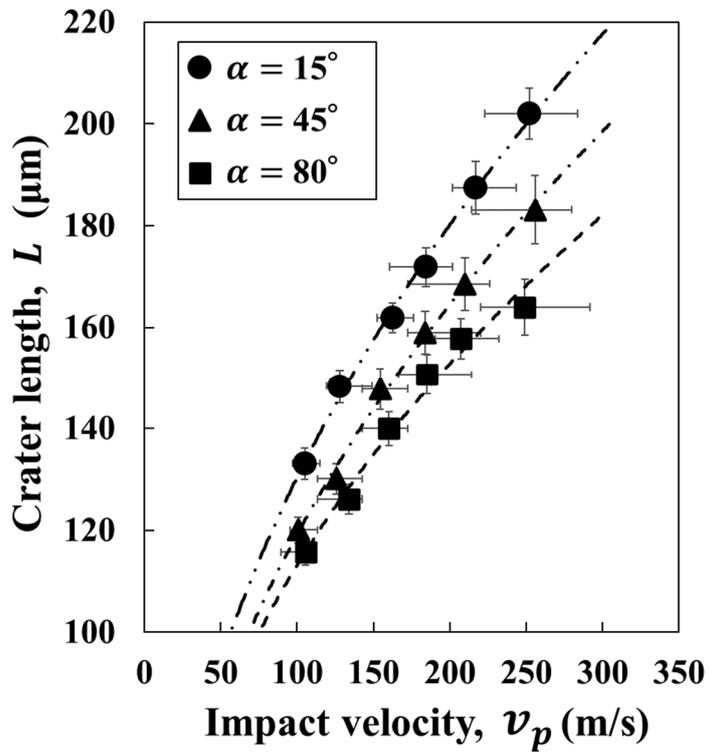


Fig. 2-20 Effect of impact velocity v_p and angle α on crater length L of A7075-T7351.

2.3.3 試験片の表面観察

試験結果をさらに詳細に検討するため、試験後の試験片損傷面について、走査型電子顕微鏡（(株)日立ハイテク, Regulus8220）を用いて表面観察した。A7075-T7351における損傷痕のSEM画像をFig. 2-21に示す。なお、図中の矢印は粒子の衝突方向を示している。 $\alpha = 15^\circ$ の時の損傷痕と $\alpha = 80^\circ$ の時の損傷痕を比較すると、 80° の方が 15° よりも、粒子衝突速度の増加に伴い、衝突痕面積および衝突痕深さが大きくなる様子が見られた。これらの観察結果から、高速度領域では α が大きい方が、 v_p の影響が大きいと考えられる。これは、高速度領域では v_p の材料表面に対する垂直成分が増加し、高角度衝突時の被衝突材の塑性変形の割合が大きくなったためと考えられるが、今後、損傷機構に関しさらなる検討が必要である。

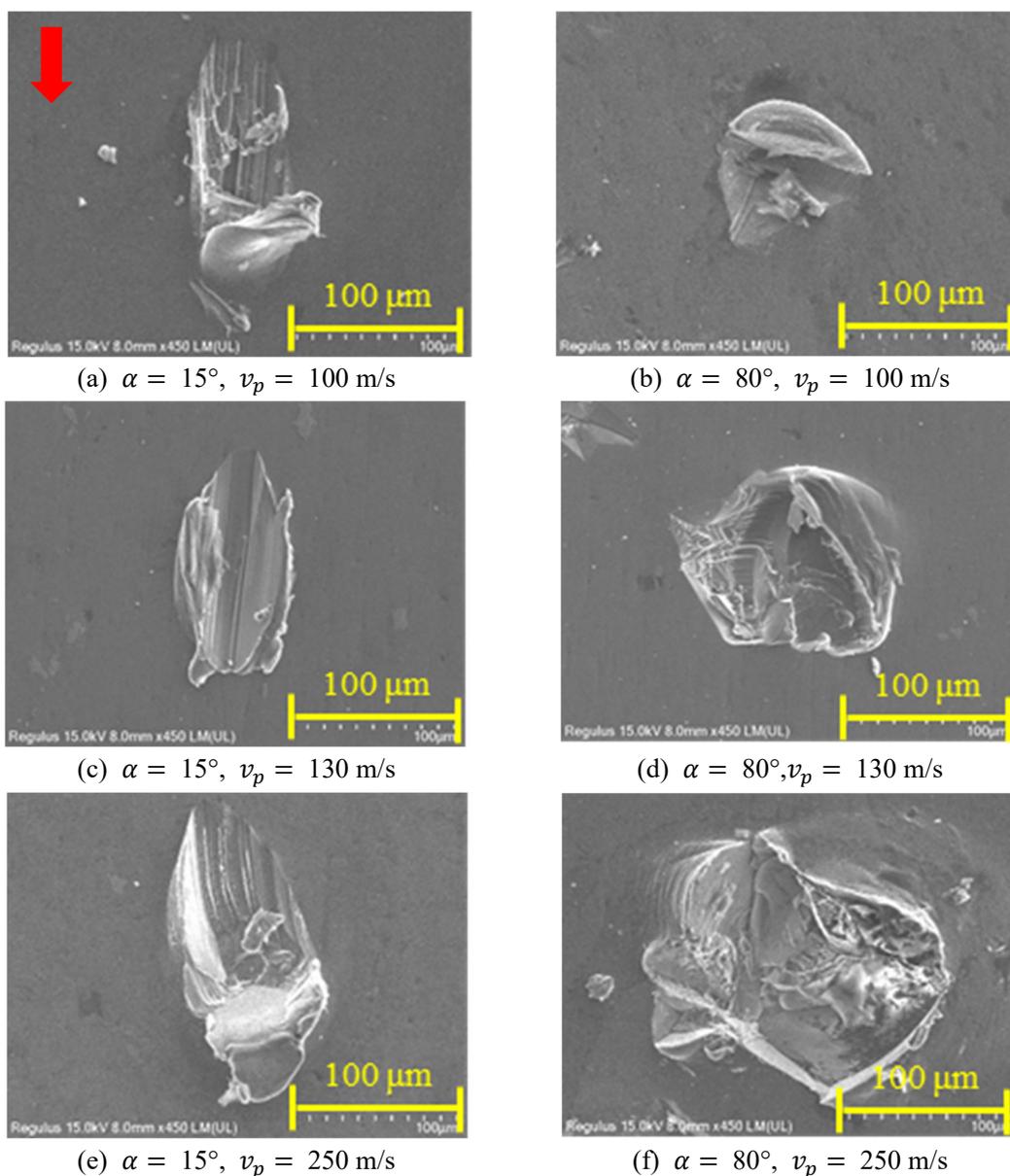


Fig. 2-21 SEM photographs of damaged surface of A7075-T7351.

2.4 高速粒子衝突における損傷量予測式の構築

岡ら[2]は、金属材料におけるサンドエロージョンによる損傷量 $E(\alpha)$ (mm^3/kg) を表す式として、以下の式 (2-2) を提案した。

$$E(\alpha) = g(\alpha)E_{90} \quad (2-2)$$

ここで、

$$g(\alpha) = (\sin \alpha)^{n_1} (1 + H_v(1 - \sin \alpha))^{n_2} \quad (2-3)$$

$$E_{90} = Cv^n \quad (2-4)$$

である。 H_v はビッカース硬さ、 n_1 、 n_2 および C は材料定数、 n は粒子の衝突速度 v のべき数である。 $E(\alpha)$ を R_v に、 v を v_p に置き換え、式 (2-2) ~ (2-4) を整理すると、以下の式 (2-5) のように表すことができる。

$$R_v = Cv_p^n (\sin \alpha)^{n_1} (1 + H_v(1 - \sin \alpha))^{n_2} \quad (2-5)$$

上記の式 (2-5) を用いて、A7075-T7351 および Ti-6Al-4V の低速度から高速度領域にわたる R_v に及ぼす v_p および α の影響を与える損傷量予測式について検討した。 n_1 、 n_2 、 C および n については、低速度から高速度領域にわたる R_v の試験結果と、各試験材料の H_v の測定結果から、MATLAB の Curve Fitting Tool を用いて回帰分析法によって算出した[11]。なお、回帰分析のアルゴリズムは信頼領域法 (Trust Region) とした。 Curve Fitting Tool を用いた回帰分析の一例を Fig. 2-22 に示す。また、ビッカース硬さ試験の結果を Table 2-1 に示す。

Fig. 2-17 および Fig. 2-18 に示したように、低速度領域と高速度領域では R_v に及ぼす α の影響が異なっていた。そのため、低速度領域と高速度領域それぞれについて、係数の算出および予測式を構築した。算出した値を Table 2-2 に示す。また、得られた損傷量予測式による予測値は Fig. 2-17 および Fig. 2-18 中に、実線でそれぞれ示している。得られた予測式は今後、高速度領域におけるサンドエロージョンの損傷量予測に応用できるものと考えられる。また、低速度領域に対して高速度領域の速度のべき数 n は、両材料においても小さくなることがわかった。

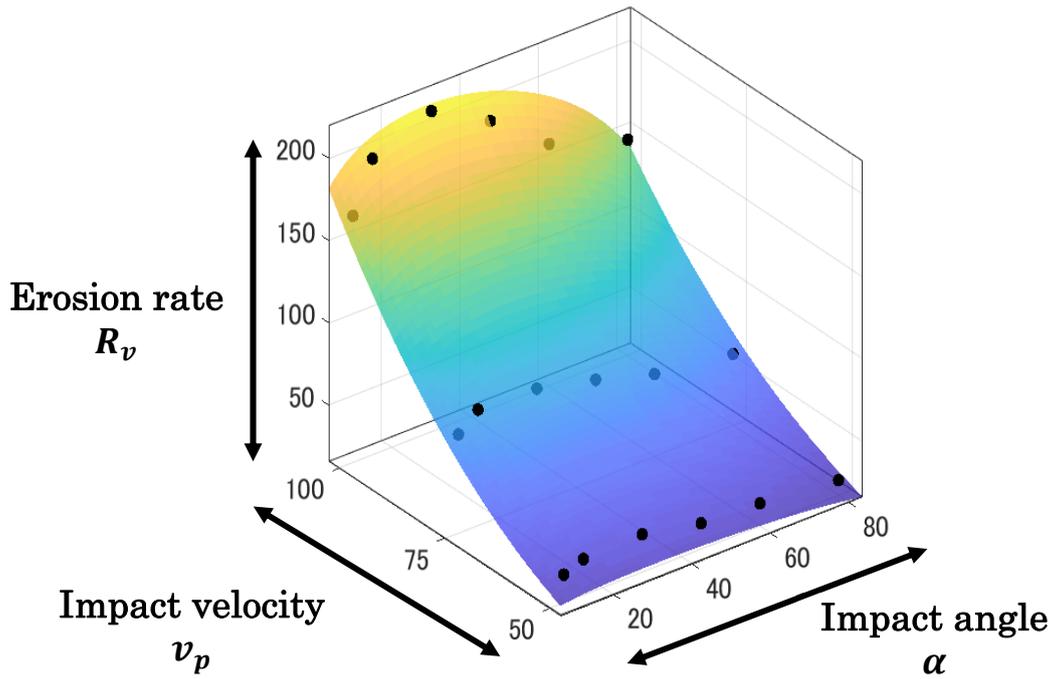


Fig. 2-22 An example of regression analysis by Curve Fitting Tool in MATLAB.

Table 2-1 Vickers hardness H_v of A7075-T7351 and Ti-6Al-4V.

Material	A7075-T7351	Ti-6Al-4V
Vickers hardness H_v (Hv)	163.8	333.8

Table 2-2 Constant of erosion rate equation.

Material	Velocity range	n_1 ($\times 10^{-2}$)	n_2 ($\times 10^{-2}$)	C	n
A7075-T7351	$v_p < 130$ m/s	7.40	23.5	3.03×10^{-4}	2.76
	$v_p \geq 130$ m/s	71.5	3.49	1.76×10^{-1}	1.74
Ti-6Al-4V	$v_p < 130$ m/s	3.71	11.6	2.25×10^{-4}	2.85
	$v_p \geq 130$ m/s	58.0	2.58	2.06×10^{-1}	1.55

2.5 結言

本研究では、低速度領域のサンドエロージョン試験結果を高速度領域に外挿できるのかを目的に検討した。まず、一段式軽ガスガンを用い、高速度領域におけるサンドエロージョン試験法と損傷量算出法を検討した。ついで、2種類のサンドブラスト型試験装置を用いて低速度領域の、一段式軽ガスガンを用いて高速度領域のサンドエロージョン試験を行い、粒子衝突によって発生した損傷痕深さおよび長さから、サンドエロージョンの損傷機構に及ぼす粒子の衝突速度の影響について、低速度から高速度領域にわたって検討した。さらに、これらの材料の低速度から高速度領域にわたる損傷速度に及ぼす粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式の構築について検討した。

本研究の結果から、以下の結論が得られた。

- 1) A7075-T7351 に対して一段式軽ガスガンを用いたサンドエロージョン試験を行い、高速度領域におけるサンドエロージョン試験方法と体積損傷速度 R_v の算出方法の検討を行った結果、体積損傷速度 R_v はクレーター体積 V_c からリップ体積 V_L を減じた体積 $(V_c - V_L)$ を用いて算出する方法が妥当である。
- 2) A7075-T7351 および Ti-6Al-4V に対し、粒子の衝突速度 v_p を変化させたサンドエロージョン試験を行った結果、両材料とも体積損傷速度 R_v は、低速度領域では低衝突角度側で、高速度領域では高衝突角度側で大きくなった。これは、低速度領域では切削による損傷が、高速度領域では変形による損傷が支配的なためである。また、Ti-6Al-4V の R_v は A7075-T7351 の約 1/2 となり、Ti-6Al-4V は A7075-T7351 よりも耐サンドエロージョン性に優れる。
- 3) 岡らのモデル式を用いて損傷量予測式を検討した結果、低速度から高速度領域にわたる体積損傷速度 R_v に及ぼす粒子の衝突速度 v_p および衝突角度 α の影響を与える損傷量予測式が得られた。また、A7075-T7351 および Ti-6Al-4V とともに、 R_v に及ぼす v_p のべき数 n の値は、低速度領域と高速度領域で異なる。

本研究で示した一段式軽ガスガンを用いたサンドエロージョン試験における R_v の算出方法を用いることによって、低速度領域のサンドエロージョン試験結果を高速度領域に外挿できるものと考えられる。しかし、本章のような一段式軽ガスガンを用いた試験方法では、試験片に生じた衝突痕を 1 つ 1 つ測定する必要があるため、試験を効率的に行うことが困難である。よって、以降の章においてサンドエロージョン試験は低速度領域でのみ行い、その試験結果を高速度領域へ外挿することで、サンドエロージョンによる損傷量予測の検討を行うこととする。

参考文献

- 1) 柄澤秀親, 高木美甫, 新井和吉, 航空機用金属材料の高速サンドエロージョン, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.28-34, 2024.
- 2) Y. I. Oka, K. Okamura and T. Yoshida, Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 1: Effects of impact parameters on a predictive equation Wear, Vol.259, pp.95-101, 2005.
- 3) 内山直樹, 大淵健郎, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 二次元翼におけるサンドエロージョン予測, 航空宇宙技術, Vol.17, pp.277-283, 2018.
- 4) 松本悠暉, 佐藤里南, 新井和吉, 高速衝突における飛翔体の温度上昇の測定および数値解析, 日本材料学会第 71 期学術講演会講演集, 114, 2022.
- 5) 松岡浩平, 大淵健郎, 新井和吉: 第 5 回日本複合材料会議 (JCCM-5) 講演集, 2A-10, 2014.
- 6) 内山直樹, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 三次元形状翼におけるサンドエロージョン予測, 第 55 回飛行機シンポジウム講演集, 1D14, 2017.
- 7) 宮崎則幸, 重國智文, 宗像健, 武田展雄, FRP のエロージョン特性, 材料, Vol.49, No.449, pp.73-78, 1991.
- 8) 宮崎則幸, 濱尾聡和, 宗像健, FRP のエロージョンに及ぼす界面強度の影響, 材料, Vol.44, No.497, pp.175-180, 1995.
- 9) 腐食防食協会, エロージョンとコロージョン, 裳華房, pp.131-133, 1987.
- 10) 三友信夫, 津田健, サンドエロージョン損傷—衝突粒子性状の影響—, 粉体工学会誌, Vol.33, No.11, pp.862-867, 1996.
- 11) J. Malik, I. H. Toor, W. H. Ahmed, Z. M. Gasem, M. A. Habib, R. Ben-Mansour and H. M. Badr, Evaluating the Effect of Hardness on Erosion Characteristics of Aluminum and Steels, Journal of Materials Engineering and Performance, Vol.23, pp.2274-2282, 2014.

第3章 チタンおよびチタン合金のサンドエロージョン[1]

3.1 緒言

チタン合金の中でも、Ti-6Al-4V は一般に最も知られており、航空機において使用比率が最も高いチタン合金である[2]. 特に、エンジン部分においては、ファンブレードやファンケースなどの吸入口側の部品にて多く用いられている[3]. 一般的に、こうした箇所は運用中に絶えず粉塵などの異物に曝される環境にあるため、用いられる部材には耐サンドエロージョン性など異物衝突性能が求められる。こうした背景から、Ti-6Al-4V の耐サンドエロージョン性や耐軟体衝突性能に関して、多くの研究が行われてきた[4-11]. 一方、Ti-6Al-4V 以外にも様々なチタン系材料が、航空機用材料として用いられている。しかしながら、Ti-6Al-4V 以外のチタン系材料に関するサンドエロージョンの研究はほとんど見られない。

本研究では、3 種類のチタンおよびチタン合金に対してサンドエロージョン試験を行い、各試験材料の耐サンドエロージョン性を比較した。また、試験結果を踏まえ、岡ら[12]の損傷量予測式に基づき、粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式を構築し、チタン系材料のサンドエロージョン損傷機構について検討した。さらに、本研究ではサンドエロージョン試験に加え、3 種類のチタン系材料に対して軟体衝突試験も行い、各試験材料の耐軟体衝突性能を比較した後に、軟体衝突解析を行った。これらの結果を踏まえ、サンドエロージョン試験と軟体衝突試験から、チタン系材料のひずみ速度依存性について検討した。

3.2 試験方法

3.2.1 試験片および衝突粒子

試験材料には、純チタン4種 (Gr. 4)、Ti-3Al-2.5V および Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al の計3種類のチタンおよびチタン合金を用いた。試験片の写真を Fig. 3-1 に示す。試験片の寸法は、60 mm×49.5 mm×t4.5 mm とした。また、衝突粒子には第2章と同様の不定形アルミナ粒子を用いた。

3.2.2 サンドエロージョン試験装置、試験条件および損傷の評価方法

試験装置は、Fig. 2-3 (b) と同様の直圧式のサンドブラスト型試験装置[5]を用いた。粒子の衝突速度 v_p は、ノズルから噴出される固体粒子の速度を高速度ビデオカメラを用いて測定した。本研究では、 v_p が 50 m/s, 75 m/s および 100 m/s となるように流量を調節した。また、粒子の衝突角度 α は、10°, 15°, 30°, 45°, 60°および 80°とした。粒子噴射軸上のノズル先端と試験片表面との距離は、 $\alpha = 10^\circ$ では 15 mm, 他の α では 10 mm とし、すべて室温中で試験を実施した。試験片の耐サンドエロージョン性の評価には、単位衝突粒子質量当たりの体積損傷量である体積損傷速度 R_v (m³/kg) [4, 5]を用いた。各試験条件の試験片の枚数は 1 枚とした。

3.2.3 ビッカース硬さ試験

第2章と同様に、各試験材料の H_v をビッカース硬さ試験機を用いて測定した。試験条件および算出方法は第2章と同様である。

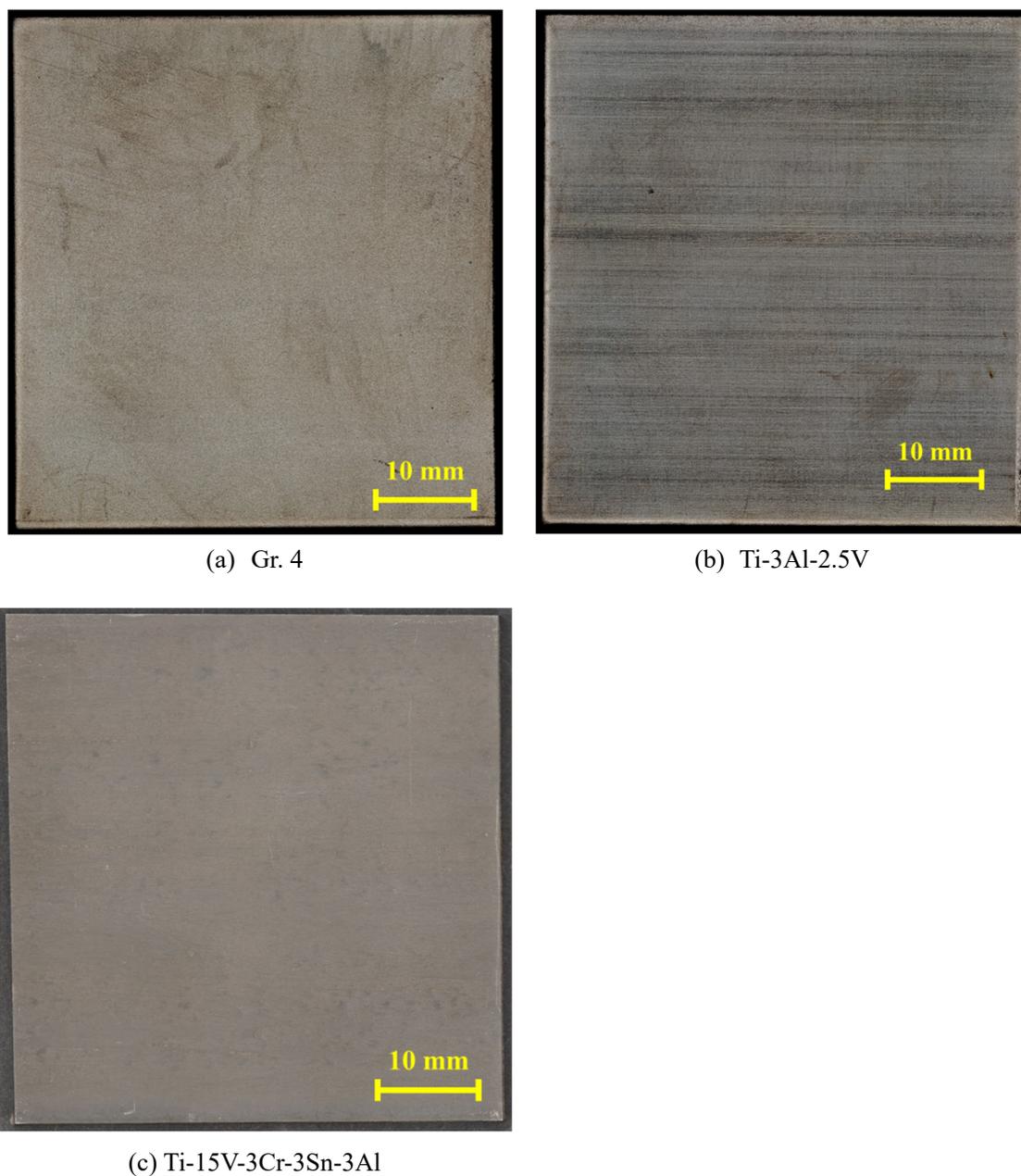


Fig. 3-1 Photographs of test pieces.

3.3 試験結果

3.3.1 粒子の衝突速度，衝突角度の影響および各試験材料の損傷量比較

体積損傷速度 R_v に及ぼす粒子の衝突速度 v_p と衝突角度 α の影響を Fig. 3-2～Fig. 3-4 にそれぞれ示す。なお，図中の実線は後述する損傷量予測式による線を示している。いずれの試験材料も， α によらず v_p の増加に伴い R_v も増加した。また， R_v が最大となる α は $15^\circ\sim 30^\circ$ であった。これは，一般的に知られている金属材料などの延性材料での損傷形態と同様であった [5, 13-15]。

各試験材料および第2章にて得られた Ti-6Al-4V の R_v の最大値 R_{vmax} と v_p の関係を Fig. 3-5 に示す。いずれの v_p においても， R_{vmax} は Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も小さくなっており，Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も耐サンドエロージョン性に優れることがわかった。

3.3.2 試験片の表面観察

走査型電子顕微鏡（(株)日立ハイテク，Regulus 8220）を用いて，試験後の材料損傷面を観察した。 $v_p = 100$ m/s， $\alpha = 30^\circ$ の損傷痕画像を Fig. 3-6 に， $v_p = 100$ m/s， $\alpha = 80^\circ$ の損傷痕画像を Fig. 3-7 にそれぞれ示す。なお，図中の矢印は粒子の衝突方向を示している。いずれの試験材料においても， $\alpha = 30^\circ$ では粒子の衝突方向に沿って削り取られるような痕が確認され，切削による損傷が支配的な損傷メカニズムであった。一方， $\alpha = 80^\circ$ では円形の掘り起こされたような痕やクラックが確認され，クラックの進展による材料表面の脱離および塑性変形が支配的である脆性的な損傷メカニズムであった。特に， R_v が最も小さい Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al は，他の試験材料に比べ，切削および変形による損傷が小さい様子が確認された。

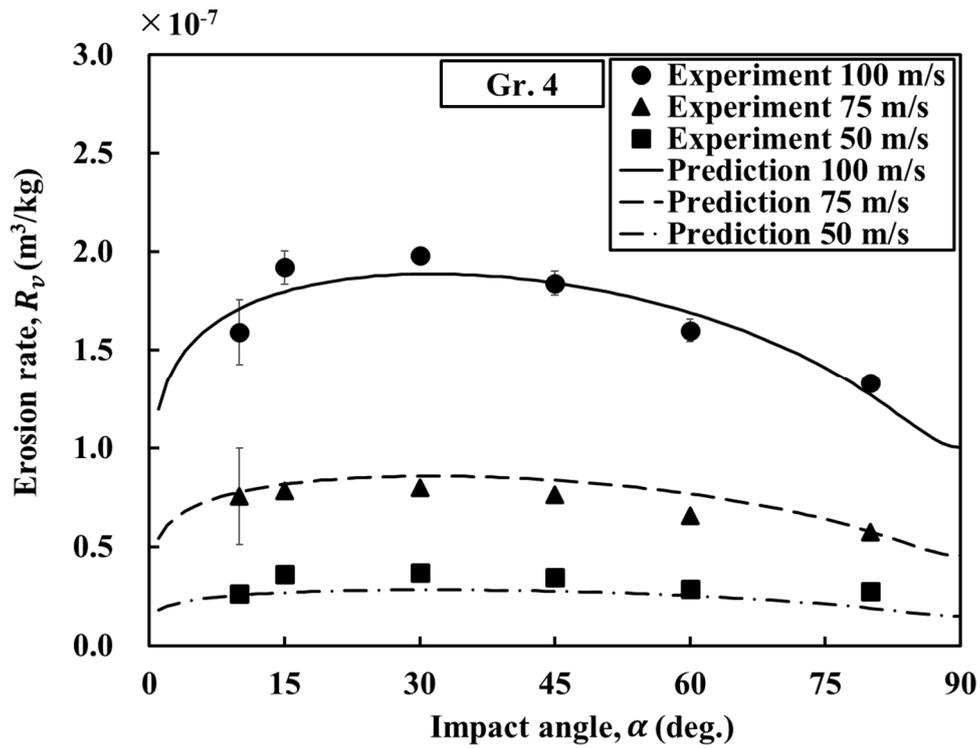


Fig. 3-2 Effect of impact velocity v_p and angle α on erosion rate R_v (Gr. 4).

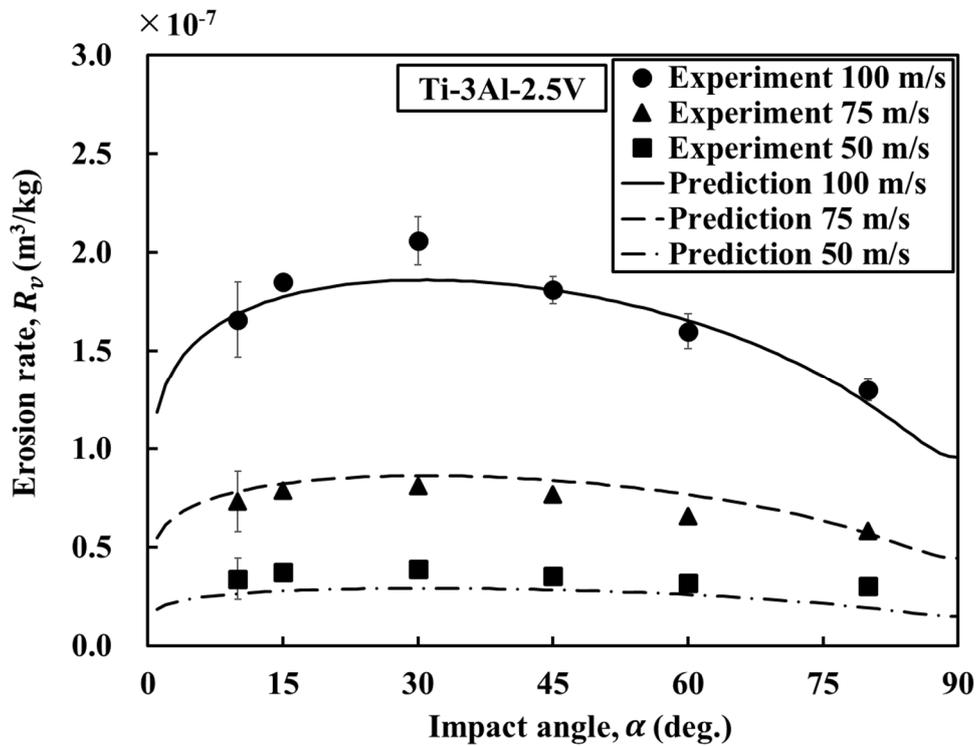


Fig. 3-3 Effect of impact velocity v_p and angle α on erosion rate R_v (Ti-3Al-2.5V).

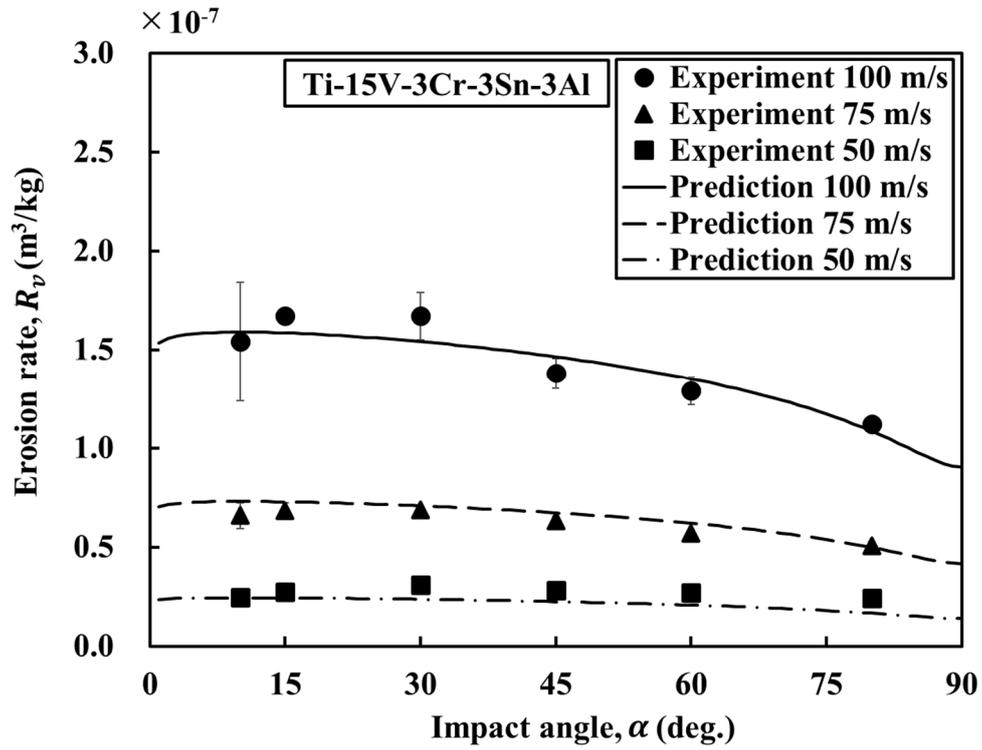


Fig. 3-4 Effect of impact velocity v_p and angle α on erosion rate R_v (Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al).

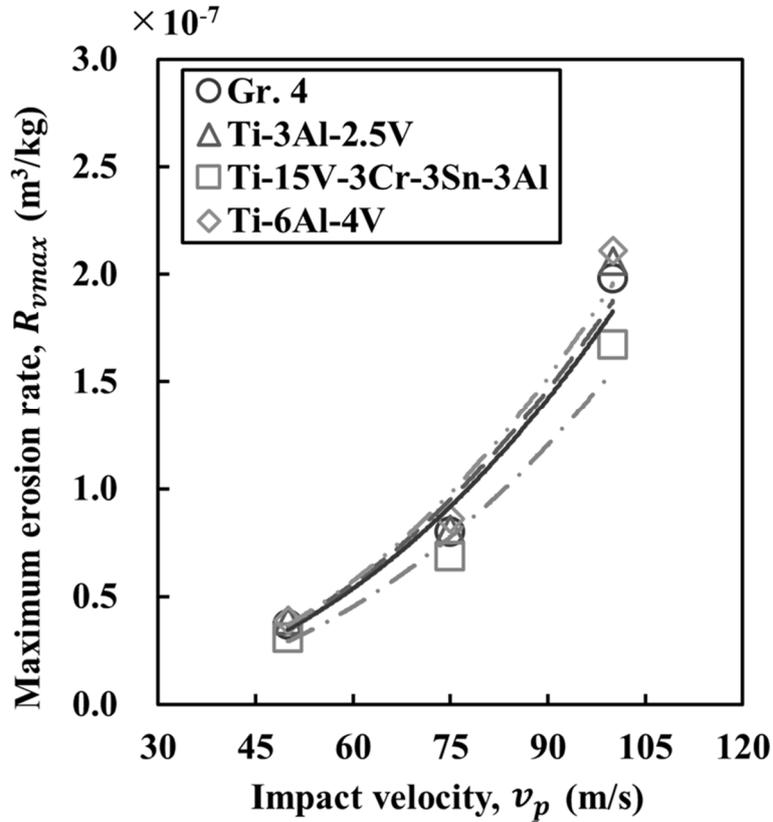
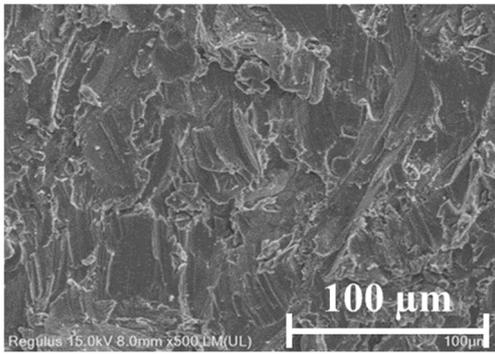
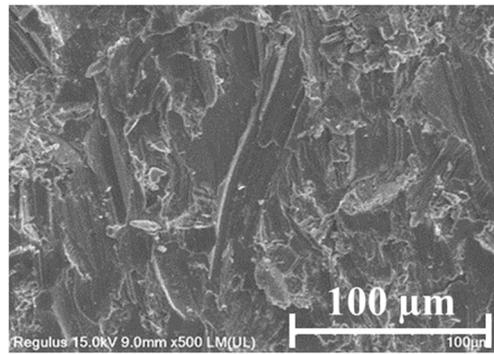


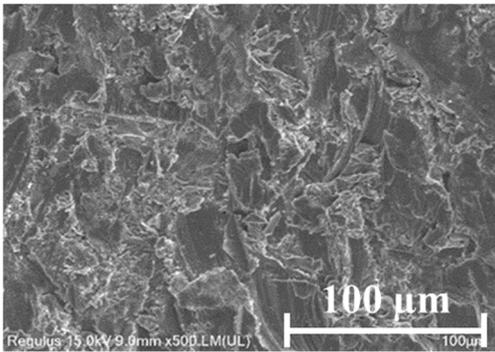
Fig. 3-5 Maximum erosion rate R_{vmax} of titanium and titanium alloy.



(a) Gr. 4



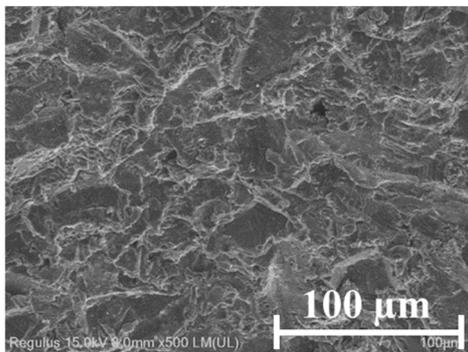
(b) Ti-3Al-2.5V



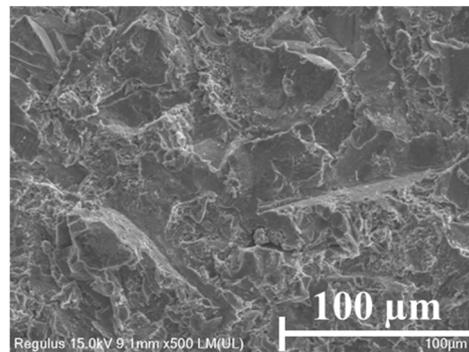
(c) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al

↓
Impact
direction

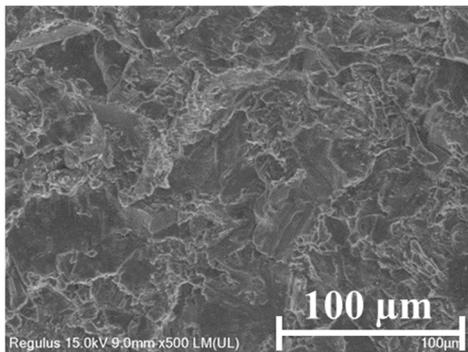
Fig. 3-6 SEM photographs of damaged surface ($v_p = 100$ m/s, $\alpha = 30^\circ$).



(a) Gr. 4



(b) Ti-3Al-2.5V



(c) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al

↓
Impact
direction

Fig. 3-7 SEM photographs of damaged surface ($v_p = 100$ m/s, $\alpha = 80^\circ$).

3.4 チタンおよびチタン合金の損傷量予測式の構築

チタンおよびチタン合金の損傷量予測式を構築するため、第2章と同様に金属材料のサンドエロージョンにおける損傷量を表す以下の式を用いた。

$$R_v = C v_p^n (\sin \alpha)^{n_1} (1 + H_v (1 - \sin \alpha))^{n_2} \quad (3-1)$$

本式を用い、チタンおよびチタン合金の R_v に及ぼす v_p および α の影響を与える損傷量予測式を検討した。第2章と同様、 R_v の試験結果と各試験材料の H_v の測定結果から、 n_1 、 n_2 および C および n を、MATLABのCurve Fitting Toolを用いて回帰分析法によって算出した[16]。求めた値をTable 3-1に、各試験材料の H_v をTable 3-2に、得られた損傷量予測式をFig. 3-2～Fig. 3-4中に実線にて、それぞれ示す。得られた予測式は今後、チタンおよびチタン合金のサンドエロージョンによる損傷量予測へ応用できるものと考えられる。

各試験材料のせん断強度[17]と n_2 の関係をFig. 3-8に示す。なお、一般的に金属材料は熱処理によって強度が変化するため、文献[17]におけるせん断強度も熱処理によって変化している。そのため、各試験材料のせん断強度は平均値を示し、図中の誤差棒はせん断強度の平均値と最大値および最小値との差を示している。せん断強度が高いほど、 n_2 の値が小さい傾向にあることがわかった。 n_2 はサンドエロージョンによる材料の切削のしやすさを示す指標であり[12]、特に、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Alは高いせん断強度によって切削による損傷量が少なく、優れた耐エロージョン性を示したと考えられる。また、各試験材料の引張強度[17]と n_1 の関係をFig. 3-9に示す。図中の誤差棒はFig. 3-8と同様である。引張強度が高いほど、 n_1 の値が小さい傾向にあることがわかった。 n_1 はサンドエロージョンによる変形のしやすさを示す指標であるため[12]、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Alは変形にも強い材料であると考えられる。Ti-6Al-4Vの方がTi-15V-3Cr-3Sn-3Alよりも n_1 は小さくなっているが、 n_2 も踏まえると、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Alがサンドエロージョンによる切削や変形に対し総合的に優れていると考えられる。

Ti-15V-3Cr-3Sn-3Alはチタン合金の中において β 型に分類されており、衝撃変形における強度が準静的変形における強度よりも上昇するという報告[18]がある。緒論でも述べたように、サンドエロージョンは粒子の繰り返し衝突、すなわち粒子の衝撃によって材料表面に切削や変形を引き起こす。このことを踏まえると、本結果はサンドエロージョンという衝撃に対してTi-15V-3Cr-3Sn-3Al、ひいては β 型チタン合金が優れた性能を発揮することを示唆するものと考えられる。

Table 3-1 Constant of erosion rate equation.

Material	n_1	n_2	$C (\times 10^{-4})$	n
Gr. 4	0.167	0.156	3.32	2.74
Ti-3Al-2.5V	0.167	0.161	4.37	2.67
Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al	0.0235	0.112	3.52	2.71

Table 3-2 Vickers hardness H_v of titanium and titanium alloy.

Materials	Gr. 4	Ti-3Al-2.5V	Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al
Vickers hardness H_v (Hv)	240.1	255.1	266.2

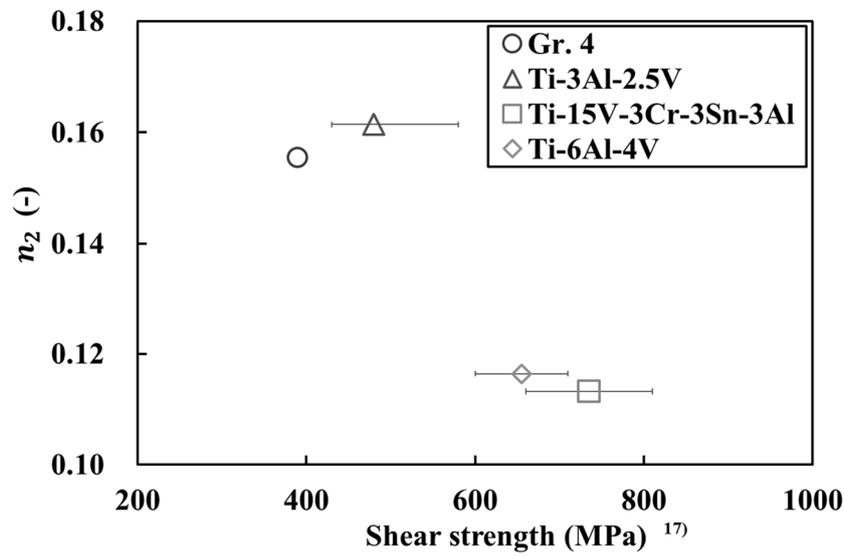


Fig. 3-8 Relationship between n_2 and shear strength [17].

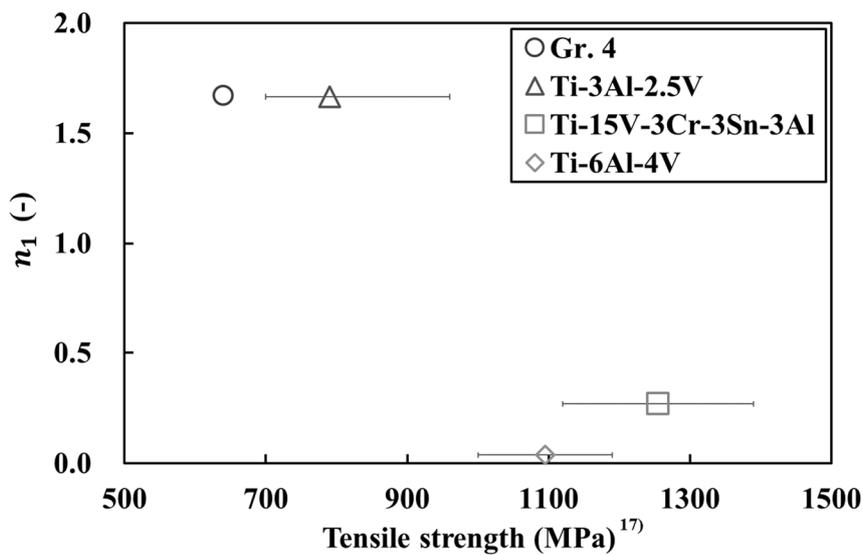


Fig. 3-9 Relationship between n_1 and tensile strength [17].

3.5 チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突

チタンおよびチタン合金の耐サンドエロージョン性を別の視点から調査するため、チタンおよびチタン合金への高速軟体衝突試験および衝突解析を実施し、チタン系材料のひずみ速度依存性について調査した。

3.5.1 チタンおよびチタン合金の引張試験

後述の数値解析にて用いる物性値を取得するため、チタンおよびチタン合金平板の引張試験を行った。試験材料には、純チタン2種（Gr.2）、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al および Ti-6Al-4V の計3種類のチタンおよびチタン合金を用いた。引張試験片の写真を Fig. 3-10 に示す。試験片はレーザーカッターにて圧延方向が引張方向になるように切り出し、JIS Z 2241 の5号試験片を作製した。

引張試験には万能試験機（(株)島津製作所、AGX-V）を用い、試験速度は1 mm/min とした。万能試験機を Fig. 3-11 に、引張試験後の試験片の写真を Fig. 3-12 にそれぞれ示す。ポアソン比は、2軸ひずみゲージ（(株)協和電業、KFGS-2-120-D16-11）を試験片裏面に4枚貼付け測定した。

各試験材料の公称応力—公称ひずみ線図を Fig. 3-13 に、真応力—真ひずみ線図を Fig. 3-14 にそれぞれ示す。また、取得した各試験材料の物性値を Table 3-3 に示す。

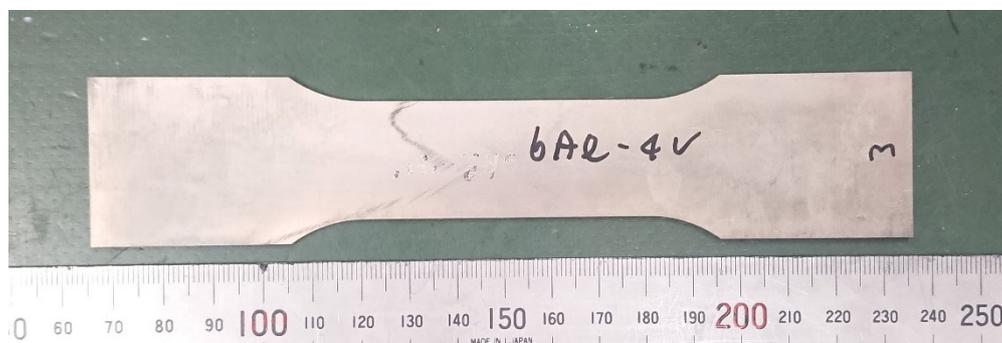


Fig. 3-10 Photograph of test piece for tensile test.

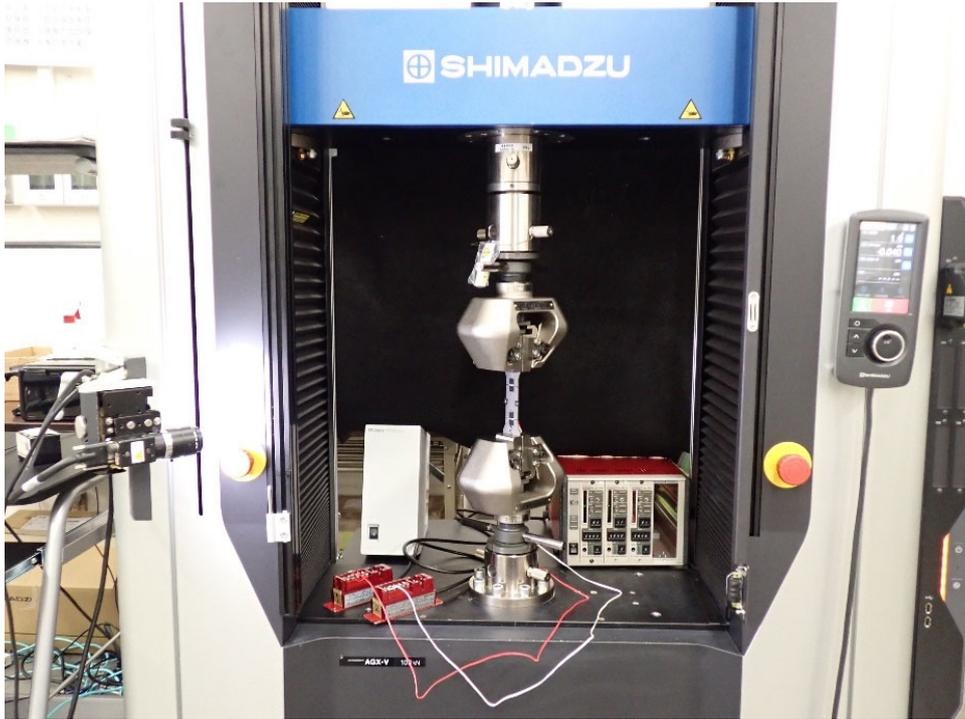


Fig. 3-11 Photograph of universal testing machine.



Fig. 3-12 Photograph after tensile test.

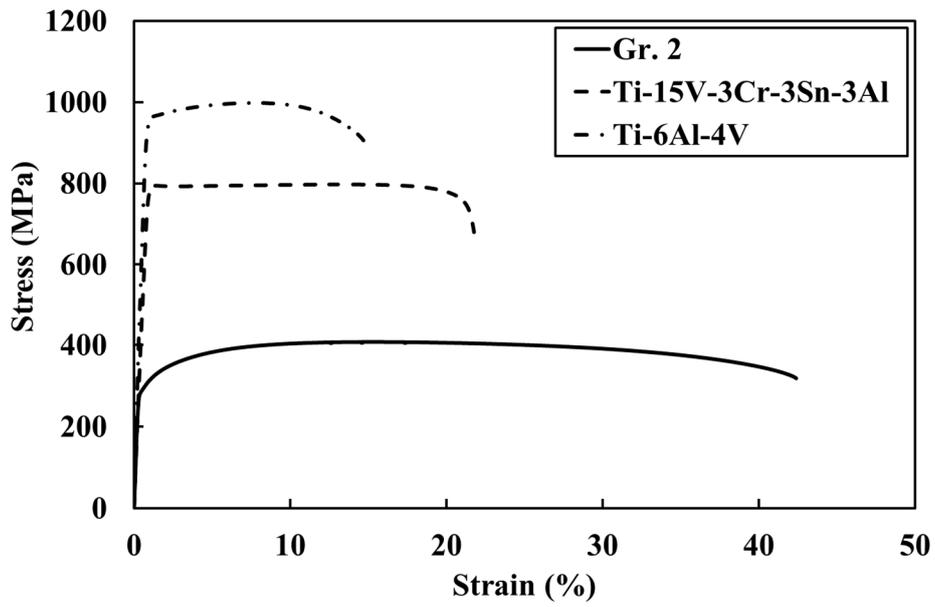


Fig.3-13 Stress-strain diagram.

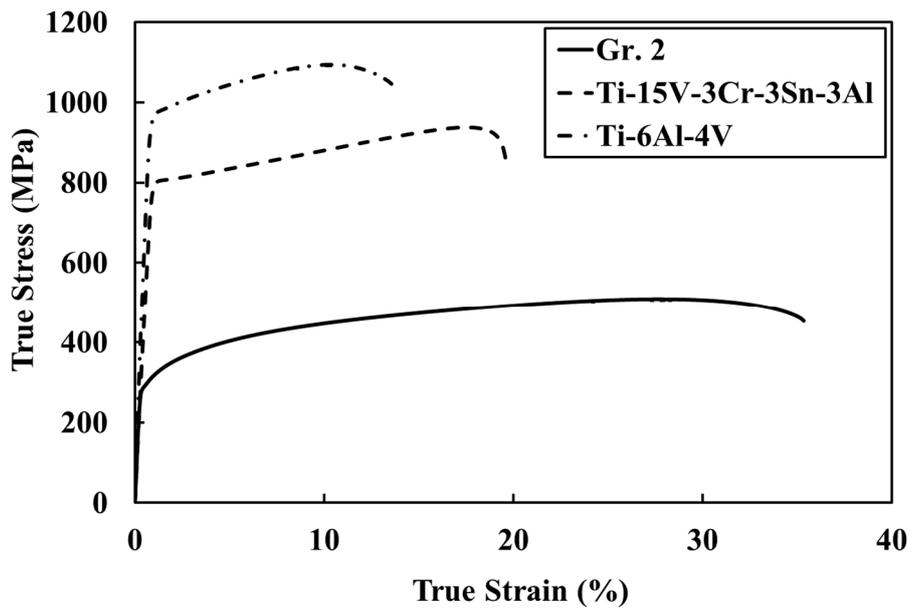


Fig. 3-14 True stress-strain diagram.

Table 3-3 Properties of titanium and titanium alloy.

Material	Young's modulus (GPa)	0.2% proof stress (MPa)	Tensile stress (MPa)	Poisson's ratio (-)
Gr. 2	99.4	289.9	407.4	0.4
Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al	86.6	787.5	797.3	0.3
Ti-6Al-4V	113.9	949.4	998.1	0.3

3.5.2 チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突試験

軟体衝突試験には、He または N₂ を駆動ガスとする一段式軽ガスガン[19, 20]を用い、飛翔体の衝突速度を 95~225 m/s で変化させた。一段式軽ガスガンの概略図を Fig. 3-15 に示す。衝突時の飛翔体および試験片の挙動の観察には、2 台の高速度ビデオカメラ（(株) フォトロン、FASTCAM SA5、APX-RS または FASTCAM Nova 2 台）を用い、撮影した動画から飛翔体の衝突速度を算出した。機器設置の概略図を Fig. 3-16 に示す。

飛翔体には、鳥を模擬した球形状の軟体飛翔体を用いた。飛翔体の写真を Fig. 3-17 に示す。豚皮酸処理ゼラチン（(株) 新田ゼラチン）を湯で溶解し、混練機（(株) シンキー、ARV-310）にて混練した後、型に流し込み冷却固化させた。飛翔体の直径は 25 mm、重さは 8.90~8.95 g、密度は 1,100 kg/m³ とした。飛翔体を発射する際には、穴の形状が円錐である高密度ポリエチレン製のサボを用いた。サボの写真を Fig. 3-18 に示す。発射管先端に設置したサボストッパーによってサボと飛翔体を分離し、飛翔体のみを試験片に衝突させた。試験材料には、引張試験と同様に Gr. 2、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al および Ti-6Al-4V の計 3 種類のチタンおよびチタン合金を用いた。用いた試験片の写真を Fig. 3-19 に示す。試験片の寸法は、Houら[21]および内山ら[20]の試験方法を参考に 100 mm×220 mm とした。試験片の厚さは、Gr. 2 が 1.50 mm、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が 1.45 mm、Ti-6Al-4V が 1.60 mm であった。また、試験片長手方向の片端 40×100 mm の範囲をボルトで固定して片持ち状態とし、締め付けトルクを 25 N・m で一定とした[20]。固定した試験片を Fig. 3-20 に示す。なお、試験片のターゲットエリアは 180×100 mm、飛翔体の衝突位置はターゲットエリア中央とした。

Al 合金平板を用いた軟体衝突試験[22]において、試験片の変形は飛翔体の衝突点（以下、衝突点）と試験片の固定端部（以下、固定端）に集中しており、衝突点および固定端の変形を検討することによって平板の変形を評価した。本研究も同様に、衝突点および固定端の変形を検討することによって、チタンおよびチタン合金平板の変形を評価できると考えた。衝突試験後に三次元形状測定機にて試験片の変形量を測定し、衝突点の変形は衝突点の曲率 $1/R$ (1/m) によって、固定端の変形は固定端屈曲角度 θ (deg.) によって評価した。 $1/R$ と θ の概略図を Fig. 3-21 に示す。なお、各試験片は板厚が異なるため、板厚あたりの衝突エネルギー E_t (J/mm) を用いて試験片の変形量を評価した。

$1/R$ と E_t の関係を Fig. 3-22 に示す。軟体衝突試験で対象とした試験材料はいずれも、 E_t の増加に伴い $1/R$ も増加した。特に、 E_t が同一の場合、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の $1/R$ はほぼ同等であり、Gr. 2 の $1/R$ はそれらと比較して約 10 倍大きかった。また、衝突点の塑性変形が始まる E_t は、Gr. 2 が 25 J/mm 付近、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V が 65 J/mm 付近であった。前述の引張試験結果において、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の降伏応力を比較すると、Ti-6Al-4V の方が Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al よりも大きかった。一方、軟体衝突試験においては、この 2 種類の降伏応力がほぼ等しい可能性がある。これは、チタン系材料のひずみ速度依存性が関係していると考えられる。つぎに、 θ と E_t の関係を Fig. 3-23 に示す。Gr. 2 の θ が最も大きく、Ti-6Al-4V の θ が最も小さく、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al の θ はその 2 種類の中

間であった。

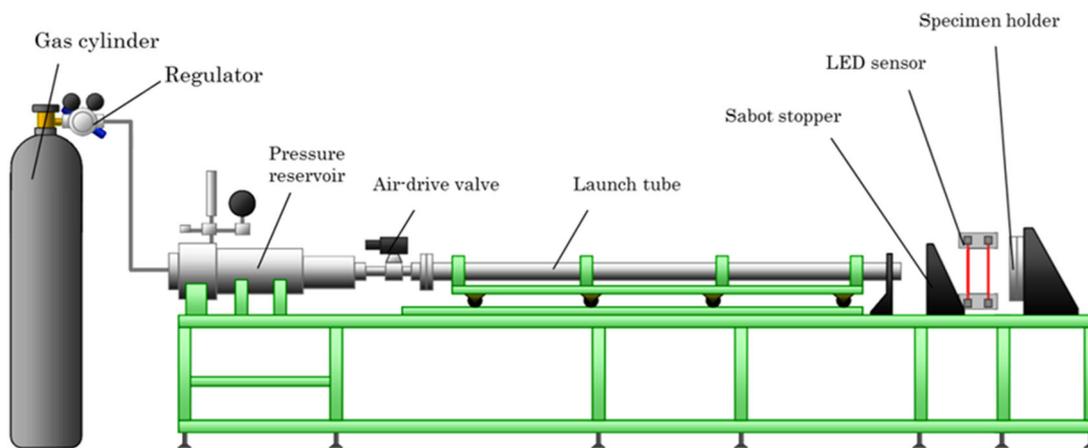


Fig. 3-15 Schematic diagram of light gas gun [19].

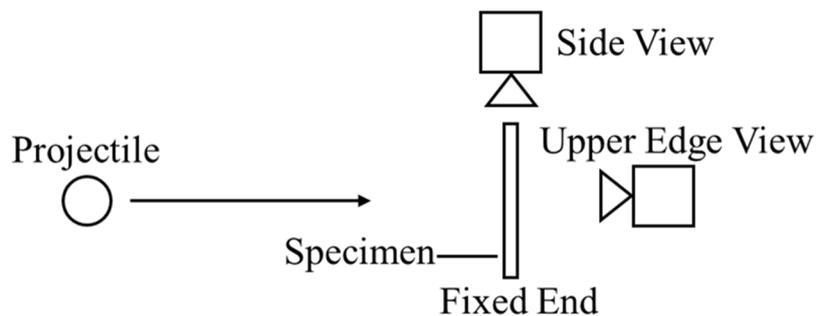


Fig. 3-16 Schematic diagram of device setting.



Fig. 3-17 Photograph of sphere gelatin projectile.

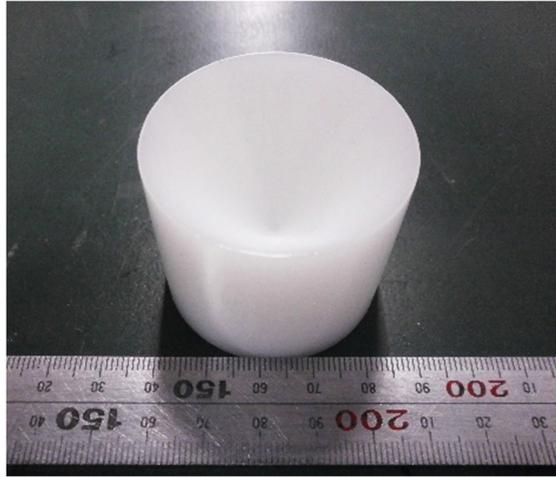


Fig. 3-18 Photograph of sabot for soft body impact test.

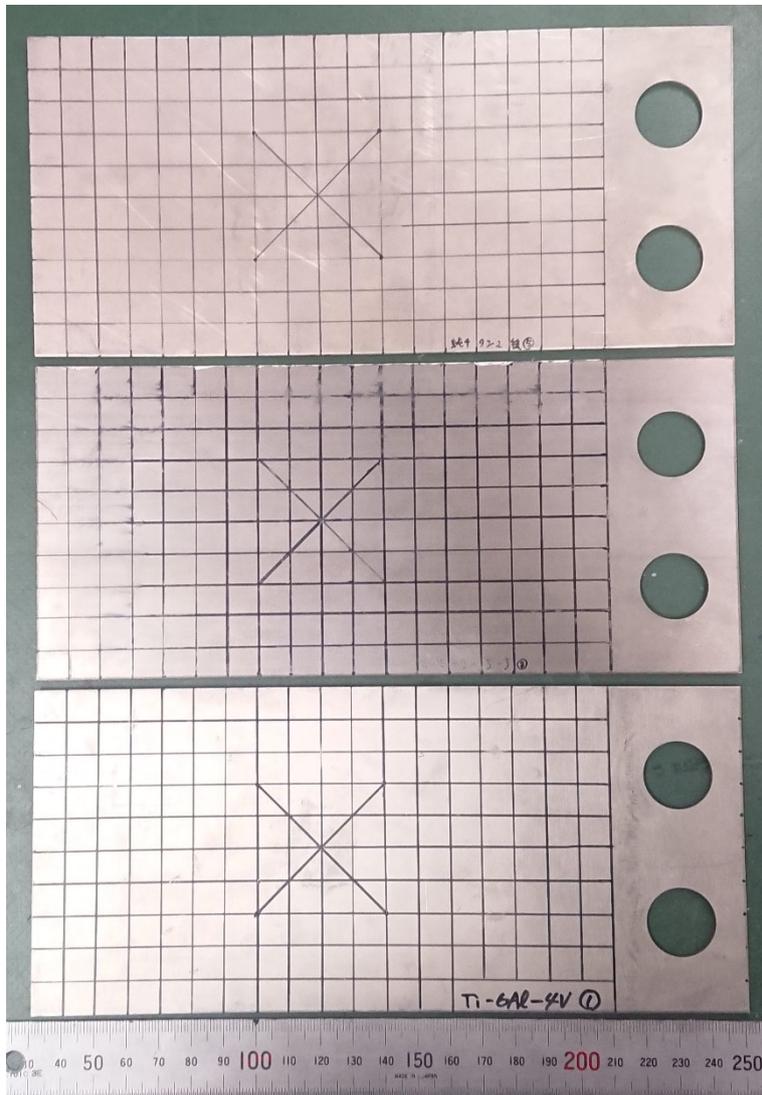


Fig. 3-19 Photographs of test pieces.

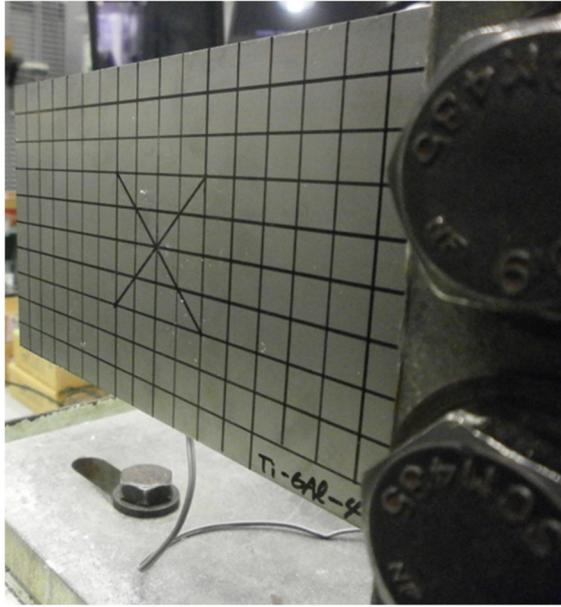


Fig. 3-20 Photograph of fixed test piece.

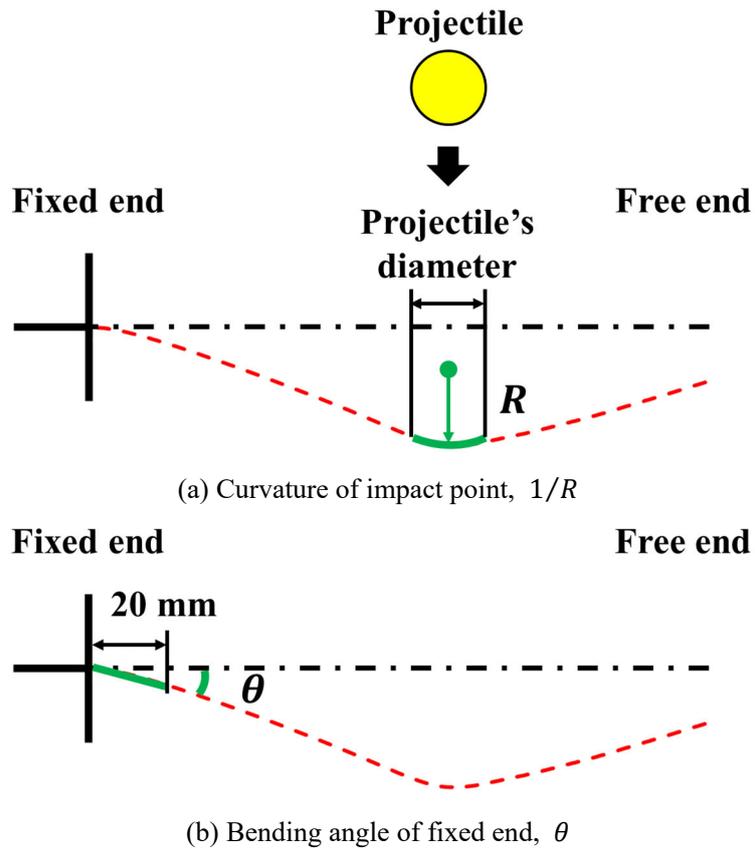


Fig. 3-21 Schematic image of curvature of impact point $1/R$ and bending angle of fixed end θ [22].

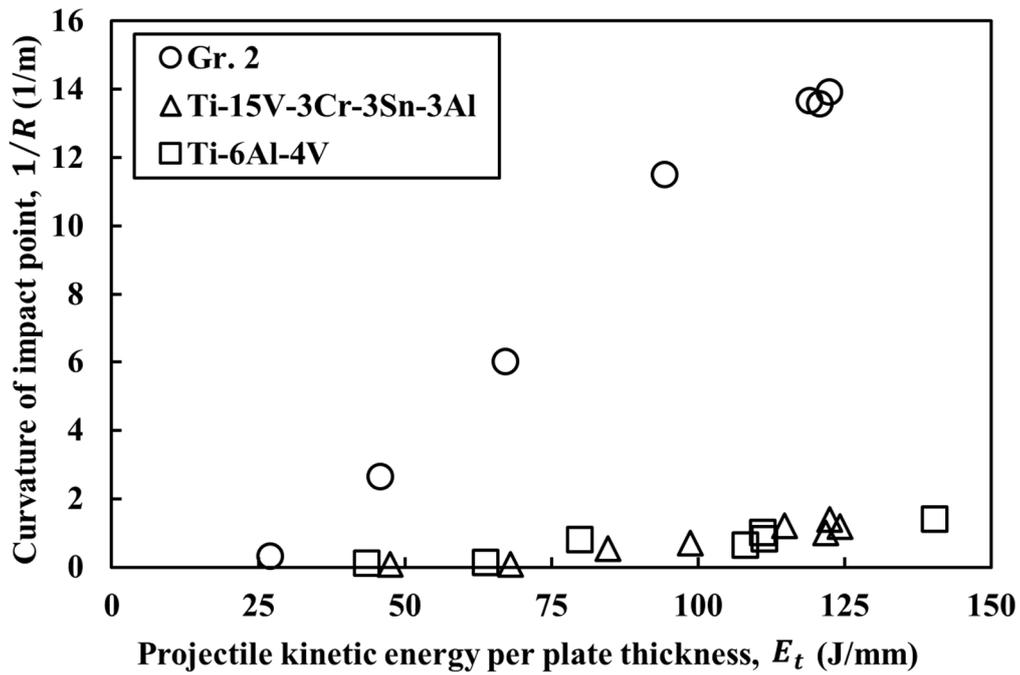


Fig. 3-22 Relationship between curvature of impact point $1/R$ and projectile kinetic energy per plate thickness E_t .

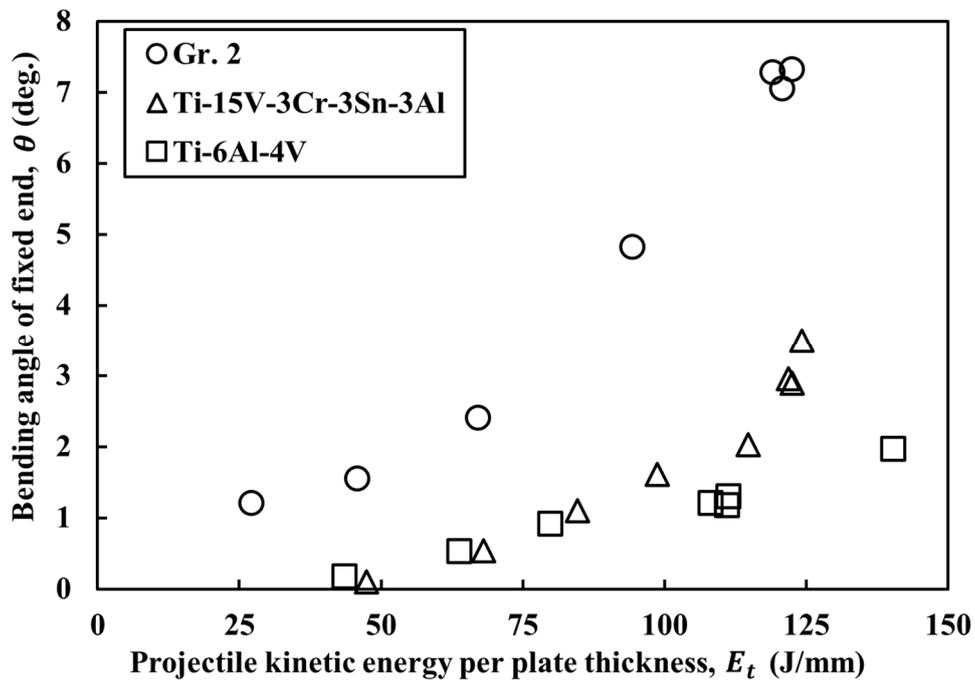


Fig. 3-23 Relationship between bending angle of fixed end θ and projectile kinetic energy per plate thickness E_t .

3.5.3 チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突解析による検討

軟体衝突試験結果から、衝突点の塑性変形が始まる E_t が Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al および Ti-6Al-4V でほぼ同等であり、この結果はチタンおよびチタン合金のひずみ速度依存性に起因するものと考察した。そこで、チタンおよびチタン合金のひずみ速度依存性を調査するために、有限要素法の衝撃・構造解析ソフトウェア LS-DYNA (Ansys, Inc.) を用いて検討した。

飛翔体のモデル化手法には、SPH 法 (Smooth Particle Hydrodynamics) を用いた。先行研究 [19, 20, 23] において、ゼラチンは衝突時に流体的な挙動を示すことから、流体モデルによってモデル化されている。そのため、本研究においても材料モデルにはヌル流体モデル (MAT_NULL) を用いた。また、状態方程式 (EOS) には以下に示す線形多項式 (EOS_LINEAR_POLYNOMIAL) [19] を用いた。

$$P = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 \quad (3-2)$$

ここで、

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1 \quad (3-3)$$

であり、 P は圧力、 C は定数、 ρ_0 は初期密度、 ρ は密度である。飛翔体の要素数は 8,217 とした。状態方程式の物性値を Table 3-4 に、飛翔体モデルの物性値を Table 3-5 にそれぞれ示す。

平板モデルには Solid 要素を用いた。要素サイズは、幅および長さ方向を 1 mm とし、板厚方向を 3 分割した。要素数は 54,000 であった。試験片のボルト固定部の範囲はモデルから削除し、端面を完全拘束することで片持ち状態を再現した。飛翔体との接触定義には AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE を用いた。また、材料モデルにはひずみ速度依存弾塑性体モデル (MAT_STRAIN_RATE_DEPENDENT_PLASTICITY) を用いた。

材料の降伏応力のひずみ速度依存性は、以下に示す Cowper-Symonds の式 [24, 25] によって表した。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \left\{ 1 + \frac{\dot{\epsilon}}{C} \right\}^{\frac{1}{P}} \quad (3-4)$$

ここで、 σ_y はひずみ速度依存性を考慮した降伏応力、 σ_{y0} は静的な場合の降伏応力、 $\dot{\epsilon}$ はひずみ速度、 C および P は材料パラメータである。材料モデルの物性値は、前記の引張試験で取得した値を用いた (Table 3-3)。また、本衝突解析で用いた数値解析モデルの外観を Fig. 3-24 に示す。

本衝突解析の目的は、材料パラメータ C および P を衝突試験結果と衝突解析結果とを比較

することによって、パラメーターフィッティングから求めることである。パラメーターフィッティングによって求めた値を Table 3-6 に示す。衝突試験および数値解析から得られる、試験片自由端に発生する変位の時間履歴が一致するよう、 C および P をパラメーターフィッティングした。比較指標とした試験片自由端のたわみを Fig. 3-25 に示す。また、飛翔体の衝突速度 200 m/s における、各試験材料の飛翔体衝突時の試験片自由端の振動履歴を Fig. 3-26 に示す。自由端の振動履歴の数値解析結果は、波形やピーク値が衝突試験結果と概ね一致しており、求めた C および P の妥当性が示された。

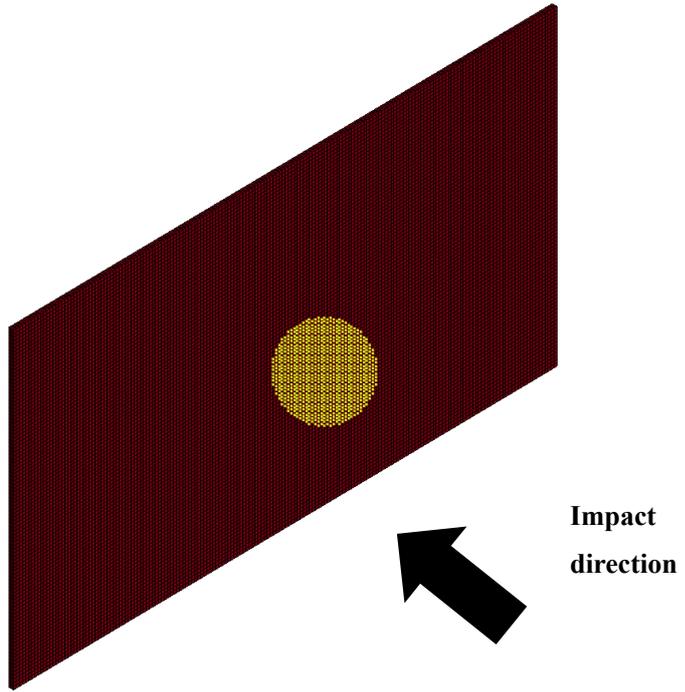
Table 3-4 Properties of EOS [19].

C_0 (MPa)	C_1 (MPa)	C_2 (MPa)	C_3 (MPa)
0	2068	5500	15500

Table 3-5 Properties of spherical projectile model.

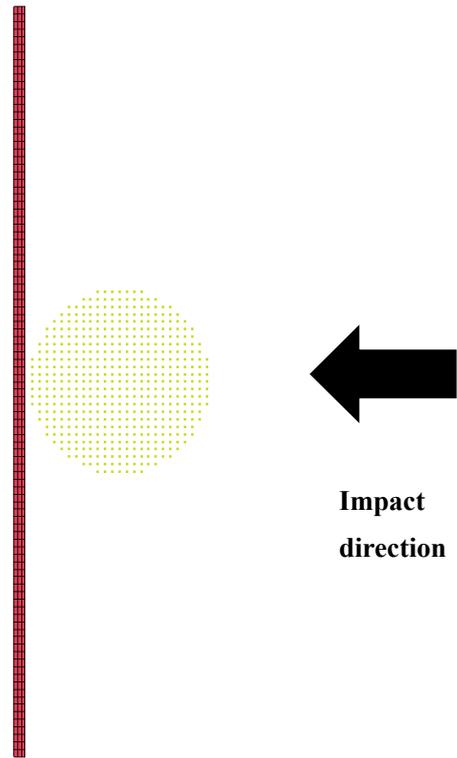
Density (kg/m ³)	Diameter (mm)	Viscosity coefficient (Pa · s)
1,100	25	0.06

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 0



(a) Front over view

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 0



(b) Side view

Fig. 3-24 Image of simulation model.

LS-DYNA keyword deck by LS-PrePost
Time = 0.001475

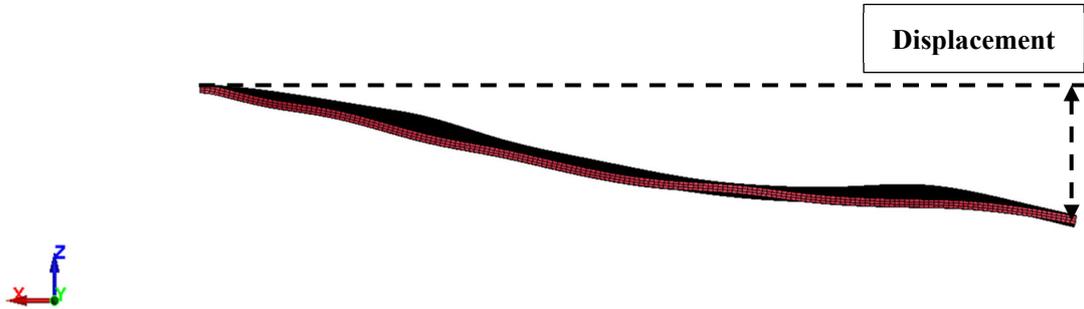
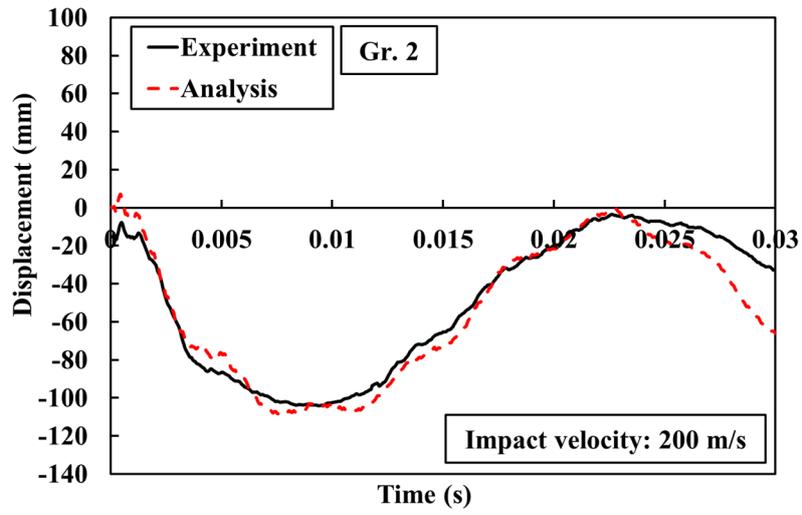


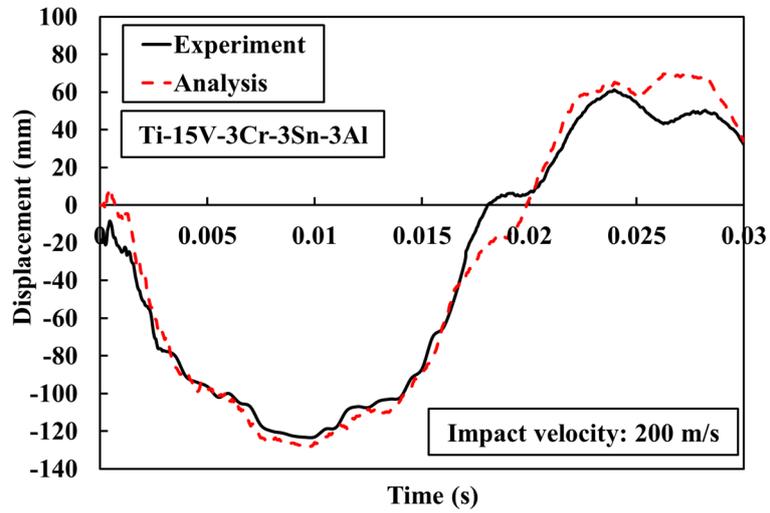
Fig. 3-25 Image of deformation of test piece.

Table 3-6 The material parameters C and P .

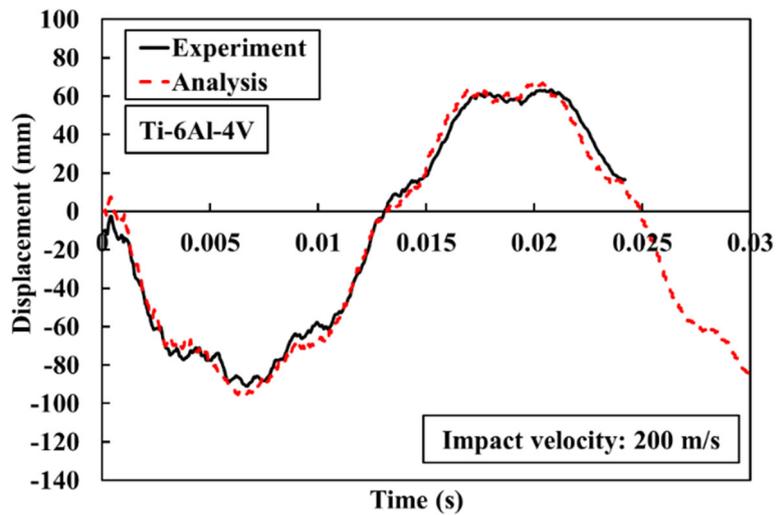
Material	C (-)	P (-)
Gr. 2	1.0×10^{-6}	9.1
Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al	7000	7.0
Ti-6Al-4V	7000	14.0



(a) Gr. 2



(b) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al



(c) Ti-6Al-4V

Fig. 3-26 Vibration history of cantilever free end (Impact velocity: 200 m/s).

3.6 チタンおよびチタン合金のひずみ速度依存性

求めたCとPに基づき、各試験材料の降伏応力 σ_y とひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ の関係を Fig. 3-27 に示す。ここで、衝突点のひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ を、飛翔体の衝突速度 v と直径 d を用いて以下に示す式で推定した。

$$\dot{\epsilon} = \frac{v}{d} \quad (3-5)$$

Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の衝突点の塑性変形が始まる E_t は、ともに 65 J/mm 付近であり、そのときの飛翔体の衝突速度は $v \approx 150$ m/s である。また、飛翔体の直径が $d = 25$ mm であることから、両者のひずみ速度は $\dot{\epsilon} \approx 6.0 \times 10^3$ /s と推定できる (Fig. 3-27 中の青線)。Fig. 3-27 から、 $\dot{\epsilon}$ が 6.0×10^3 /s 付近では、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の σ_y がほぼ等しくなっていた。このことから、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V において、衝突点の塑性変形が始まる E_t が 65 J/mm 付近で同じであった理由は、ひずみ速度依存性の影響によってそのエネルギーにおける σ_y がほぼ等しかったためと推測できる。なお、 $\dot{\epsilon}$ は飛翔体から算出したが、数値解析からも試験片に発生する $\dot{\epsilon}$ を確認した。 $v = 150$ m/s の各試験材料において、試験片に最も高い相当ひずみ速度が発生したときの、試験片の相当ひずみ速度の分布を Fig. 3-28 に示す。各試験材料で差があるものの、試験片に発生する相当ひずみ速度は $1.3 \sim 2.0 \times 10^4$ /s であった (Fig. 3-27 中の橙色の領域)。飛翔体から求めた $\dot{\epsilon}$ とは 2~3 倍程度の差があるものの、この $\dot{\epsilon}$ においても Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の σ_y がほぼ等しくなっていることがわかった。

上記の考察を、サンドエロージョン試験結果にも適応させると、サンドエロージョン試験における最大の粒子の衝突速度は $v = 100$ m/s であり、衝突粒子の直径は $d \approx 290$ μ m であることから、粒子が衝突した際に発生するひずみ速度は $\dot{\epsilon} \approx 3.4 \times 10^5$ /s と推定できる (Fig. 3-27 中の緑線)。Fig. 3-27 から、 $\dot{\epsilon}$ が 3.4×10^5 /s 付近では、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al の方が Ti-6Al-4V の σ_y よりも大きくなっていった。よって、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も耐サンドエロージョン性に優れた理由は、ひずみ速度依存性の影響によって σ_y が大きかったためと推測できる。

以上のことから、本研究の衝突速度範囲では、チタン系材料の中でも、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が優れた異物衝突性能をもつ材料であることがわかった。今後、航空機用材料として幅広く用いられることが期待される。

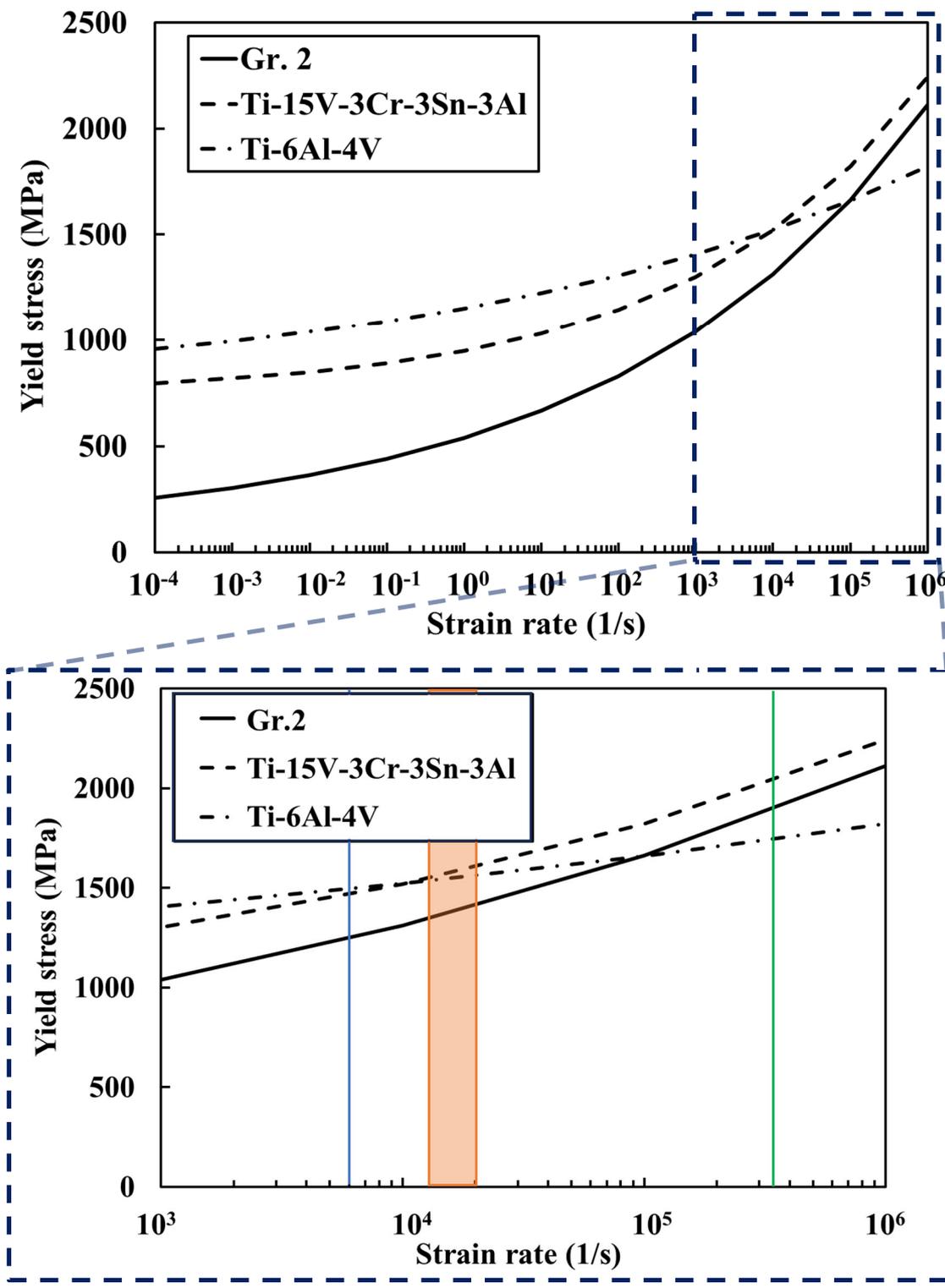
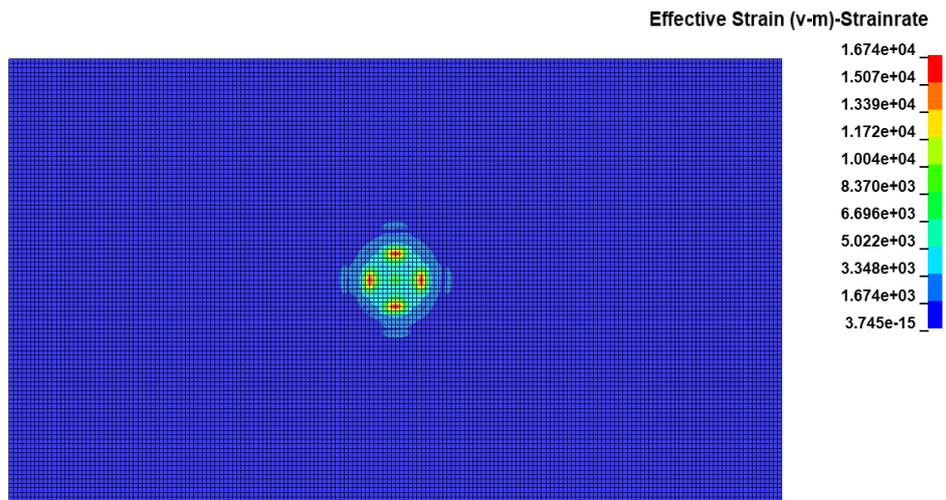
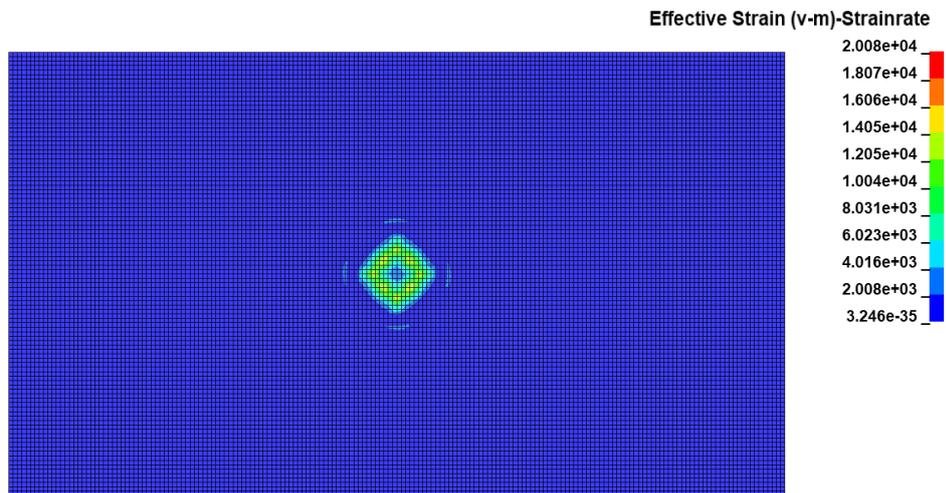


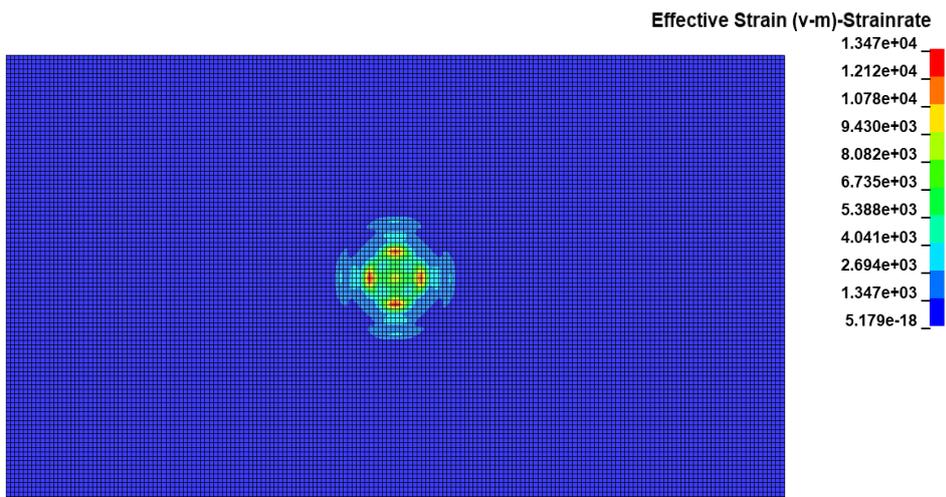
Fig. 3-27 Relationship between yield stress σ_y and strain rate $\dot{\epsilon}$ for three kinds of specimens.



(a) Gr. 2



(b) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al



(c) Ti-6Al-4V

Fig. 3-28 Effective strain rate distribution for each specimen.

3.7 結言

本研究では、航空機用材料として広く用いられている Ti-6Al-4V と同等の耐サンドエロージョン性をもつチタンおよびチタン合金が存在するのかを目的に検討した。航空機用途で用いられている純チタン 4 種, Ti-3Al-2.5V, Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al の 3 種類のチタンおよびチタン合金を対象としてサンドエロージョン試験を行い、各チタンおよびチタン合金の耐サンドエロージョン性を比較した。また、試験結果を踏まえ、先行研究における金属材料の損傷量予測式に基づき、粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式を構築し、チタンおよびチタン合金のサンドエロージョンによる損傷機構について検討した。さらに、軟体衝突試験を行い、サンドエロージョン試験と軟体衝突試験から、対象としたチタンおよびチタン合金のひずみ速度依存性について検討した。

本研究の結果から、以下の結論が得られた。

- 1) サンドエロージョン試験の結果、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al はいずれの粒子の衝突角度 α において最も体積損傷速度 R_v が小さかった。すなわち、サンドエロージョン試験で対象とした 3 種類のチタンおよびチタン合金の中で最も耐サンドエロージョン性に優れた材料である。
- 2) 岡らのモデル式をもとにチタンおよびチタン合金の損傷量予測式を検討し、体積損傷速度 R_v に及ぼす粒子の衝突速度 v_p および衝突角度 α の影響を与える損傷量予測式を得た。得られた損傷量予測式は今後、チタンおよびチタン合金のサンドエロージョンによる損傷量予測へ応用できる。
- 3) 材料のせん断強度が高いほど、サンドエロージョンによる材料の切削のしやすさを示す指標である n_2 が小さい傾向にあり、材料の引張強度が高いほど、サンドエロージョンによる材料の変形のしやすさを示す指標である n_1 が小さい傾向にあった。 n_1 および n_2 両方の値を踏まえると、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al はサンドエロージョンによる切削や変形に対し総合的に優れている。
- 4) 軟体衝突試験の結果、対象としたいずれのチタンおよびチタン合金は、板厚当たりの飛翔体の運動エネルギー E_t の増加に伴い、衝突点の曲率 $1/R$ は増加した。特に、 E_t が同一の場合、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V の $1/R$ はほぼ同等であり、Gr. 2 の $1/R$ はそれらと比較して約 10 倍大きかった。また、衝突点の塑性変形が始まる E_t は、Gr. 2 が 25 J/mm 付近、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V が 65 J/mm 付近であった。また、固定端屈曲角度 θ は、Gr. 2 が最も大きく、Ti-6Al-4V は最も小さく、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al はその 2 種類の間であった。
- 5) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V において、衝突点の塑性変形が始まる E_t が 65 J/mm 付近で同じであった理由は、そのエネルギーにおける 2 種類の材料の降伏応力 σ_y がひずみ速度依存性の影響によってほぼ等しくなったためと考えられる。また、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も耐サンドエロージョン性に優れた理由も、ひずみ速度依存性の影響によって σ_y が大きかったためと推測できる。

参考文献

- 1) 柄澤秀親, 櫻井陽輝, 古神佑太郎, 田頭浩一郎, 石田瑞紀, 新井和吉, 航空機におけるチタンおよびチタン合金の異物衝突損傷, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.35-42, 2024.
- 2) 有安望, 松本啓, 北浦知之, 西山真哉, 米正裕, 航空機向けチタン製造技術, 日本製鉄技報, No.418, pp.28-32, 2021.
- 3) 稲垣育宏, 武智
- 4) 勉, 白井善久, 有安望, 航空機用チタンの適用状況と今後の課題, 新日鉄住金技報, N0.396, pp.23-28, 2013.
- 5) 内山直樹, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 三次元形状翼におけるサンドエロージョン予測, 第55回飛行機シンポジウム講演集, 1D14, 2017.
- 6) 内山直樹, 大淵健郎, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 二次元翼におけるサンドエロージョン予測, 航空宇宙技術, Vol.17, pp.277-283, 2018.
- 7) C. Yan, W. Chen, Z. Zhao and L. Liu, A probability prediction model of erosion rate for Ti-6Al-4V on high-speed sand erosion, Powder Technology, Vol.364, pp.373-381, 2020.
- 8) H. Sommerfeld, C. Koch, A. Schwarz and A. Beck, High velocity measurements of particle rebound characteristics under erosive conditions of high pressure compressors, Wear, Vol.470-471, 203626, 2021.
- 9) Y. Chen and J. Zhang, High-Speed Erosion Behavior of Hydrophobic Micro/Nanostructured Titanium Surfaces Nanomaterials, Vol.12, pp.880, 2022.
- 10) K. Shimamura, T. Shibue and D. J. Grosch, Numerical Simulation of Bird Strike Damage on Jet Engine Fan Blade, ASME/JSME 2004 Pressure Vessels and Piping Conference, Vol.485, pp.161-165, 2004.
- 11) R. Vignjevic, M. Orłowski, T. D. Vuyst and J. C. Campbell, A parametric study of bird strike on engine blades, International Journal of Impact Engineering, Vol.60, pp.44-57, 2013.
- 12) B. Wu, J. Lin, A. Xie, N. Wang, G. Zhang, J. Zhang and H. Dai, Flocking Bird Strikes on Engine Fan Blades and Their Effect on Rotor System: A Numerical Simulation, Aerospace, Vol.9, pp.90, 2022.
- 13) Y. I. Oka, K. Okamura and T. Yoshida, Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 1: Effects of impact parameters on a predictive equation Wear, Vol.259, pp.95-101, 2005.
- 14) 腐食防食協会, エロージョンとコロージョン, 裳華房, pp.147, 1987.
- 15) 新井和吉, 津田健, 北条英光, 円柱まわりのスラリ流れによるプラスチックのエロージョン, 材料科学, Vol.24, No.2, pp.90-96, 1987.
- 16) 三友信夫, 津田健, サンドエロージョン損傷—衝突粒子性状の影響—, 粉体工学会誌, Vol.33, No.11, pp.862-867, 1996.

- 17) J. Malik, I. H. Toor, W. H. Ahmed, Z. M. Gasem, M. A. Habib, R. Ben-Mansour and H. M. Badr, Evaluating the Effect of Hardness on Erosion Characteristics of Aluminum and Steels, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol.23, pp.2274-2282, 2014.
- 18) MakeItFrom.com, <https://www.makeitfrom.com/material-group/Wrought-Titanium>, (Accessed on 2023-05-08)
- 19) 小川欽也, チタン合金時効材の衝撃引張強度, *材料*, Vol.50, No.3, pp.198-203, 2001.
- 20) 小峰孝, 杉目道史, 梶原林太郎, 新井和吉, 軟体衝突による CFRP の損傷挙動, *航空宇宙技術*, Vol.10, pp.11-17, 2011.
- 21) 内山武彦, 松本一哲, 時田多喜人, 新井和吉, 高速軟体衝突による Al 合金の変形および CFRP の損傷発生における飛翔体形状の影響, *航空宇宙技術*, Vol.17, pp.289-297, 2018.
- 22) J.P. Hou and C. Ruiz, Soft body impact on laminated composite materials, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol.38, pp.505-515, 2007.
- 23) 柄澤秀親, 小川直哉, 新井和吉, 円柱軟体飛翔体の高速衝突による Al 合金板の変形挙動, 第 60 回構造強度に関する講演会講演集, 2A12, 2018.
- 24) Y. N. Shmotin, P. V. Chupin, D. V. Gabov, A. A. Ryabov, V. I. Romanov and S. S. Kukanov, Bird Strike Analysis of Aircraft Engine Fan, 7th European LS-DYNA Conference, 2009.
- 25) G. R. Cowper and P. S. Symonds, Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams, Brown University, Division of Applied Mathematics, Brown University, 1957.
- 26) 小笠原永久, 清水陽子, 上剛司, 山田浩之, 鋭い圧子押込みで生じたひずみ場を与えるひずみ速度の影響, *材料*, Vol.64, No.10, pp.783-789, 2015.

第4章 CFRP用ポリウレタン系コーティング材の 高温サンドエロージョン[1, 2]

4.1 緒言

近年、軽量の樹脂コーティング材の検討が行われており、特に、耐サンドエロージョン性に優れるポリウレタン系コーティングが注目され、研究が行われてきた[3-5]。しかし、温度の影響やコーティング材として用いた際の耐サンドエロージョン性に関する研究はほとんど行われていない。また、高分子材料などの環境温度の影響を受けやすい材料を用いた場合の耐サンドエロージョン性には、温度の影響の検討も必要となる。サンドエロージョンによるエンジンの損傷は性能低下のみならず、重大な事故原因となるが、実エンジンを用いた試験は高コストで多くのエネルギーが要求される。また、どのような材料や対策を施してもサンドエロージョンによる損傷は必ず発生するため、適切な時期に整備を実施する必要がある。そのため、設計段階での損傷量予測および使用環境に応じた適切なコーティング膜厚の設定が重要となる。

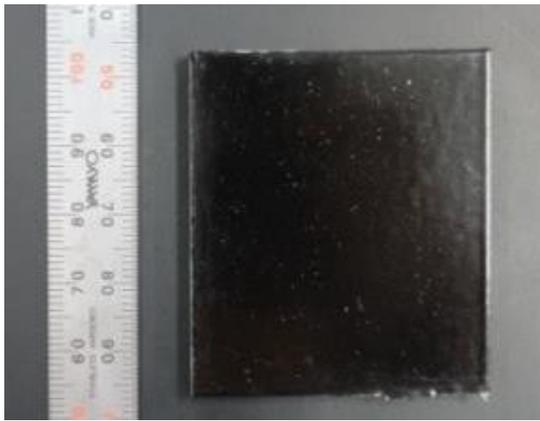
本章では、高温環境下でのポリウレタン系コーティング材のサンドエロージョン特性について検討した。ガラス転移温度の異なる5種類のポリウレタン系材料を用いて、平板のCFRPにコーティングを施し、それらの高温サンドエロージョン試験を行い、ポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性に及ぼす粒子の衝突速度、角度および温度の影響を検討した。また、試験結果に基づき、内山ら[6, 7]の損傷量予測式に温度の影響を考慮した修正式を検討した。

4.2 試験方法

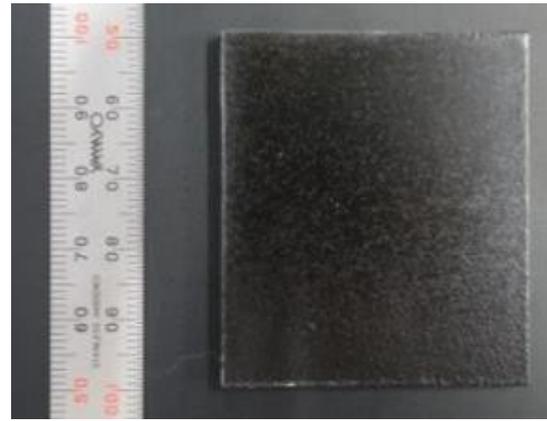
4.2.1 試験片および衝突粒子

試験材料には、コーティング材としてガラス転移温度(T_g)の異なる5種類(UP1~UP5)のポリウレタンまたはポリウレアを用いた。試験片の写真をFig. 4-1に示す。各コーティング材をCFRP(T800/3900, [0/45/-45/0]_{3s})の平板に塗布し試験に供した。また、比較のためコーティングを施さないCFRP単体の試験片も用いた。試験片の寸法は50×49.5×t4.5 mmとした。各試験片のコーティング材の種類、密度、厚さおよび T_g をTable 4-1にそれぞれ示す。なお、UP1~5はコーティング材の密度を、CFRPはCFRP単体の密度を示す。 T_g は、示差走査熱量計(NETZSCH, DSC200 F3)を用いて測定した。

衝突粒子には、第2章および第3章と同様に不定形アルミナ粒子を用いた。



(a) UP1



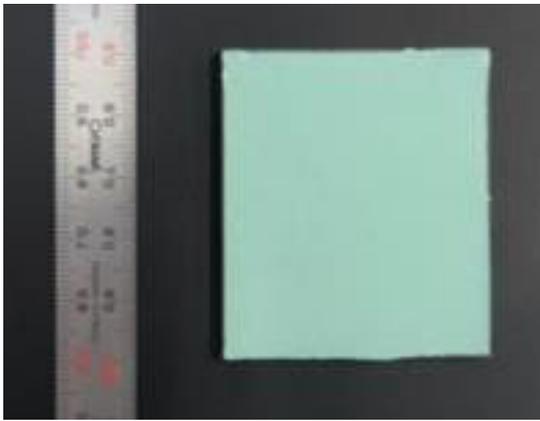
(b) UP2



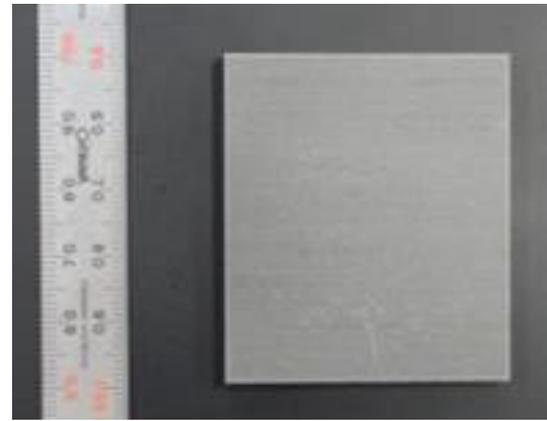
(c) UP3



(d) UP4



(e) UP5



(f) CFRP

Fig. 4-1 Photographs of test pieces.

Table 4-1 Details of each specimen.

Material	Coating material	Density (kg/m ³)	Coating thickness (μm)	Glass transition temperature	
				(°C)	(K)
UP1	Crosslinked polyurethane	1,090	150	-59.33	213.67
UP2	Crosslinked polyurea	930	150	-51.67	221.33
UP3	Non-crosslinked polyurethane	1,470	100	-4.03	268.97
UP4	Crosslinked polyurethane	1,460	150	6.20	279.20
UP5	Crosslinked polyurethane	1,110	150	67.93	340.93
CFRP	-	1,560	-	-	-

4.2.2 サンドエロージョン試験装置

試験装置には、サクシオン式の高温サンドエロージョン装置を用いた。本装置の概略図を Fig. 4-2 に示す。本装置は、流路上にエジェクターと呼ばれる負圧発生部を設け、フィーダーから供給される固体粒子を空気とともに流路に掃引し、ノズルから噴射することで、試験チャンバー内に設置した試験片に粒子を衝突させる方式である。粒子を噴出するノズル内径は3 mmとした。エジェクターの上流側にエアヒータを設置し、流路内の空気を加熱した。エアヒータの写真を Fig. 4-3 に、試験チャンバー内部の写真を Fig. 4-4 にそれぞれ示す。試験片は試験片ホルダーに固定され、ホルダーは角度を変化させることができ、粒子の衝突角度を変えることができる。試験チャンバーの壁面は、断熱性の高いアルミファイバーボードを用いた。試験チャンバーの後方に熱交換器を設置し、排気される高温空気の冷却を行った後に、集塵機で粒子を回収した。

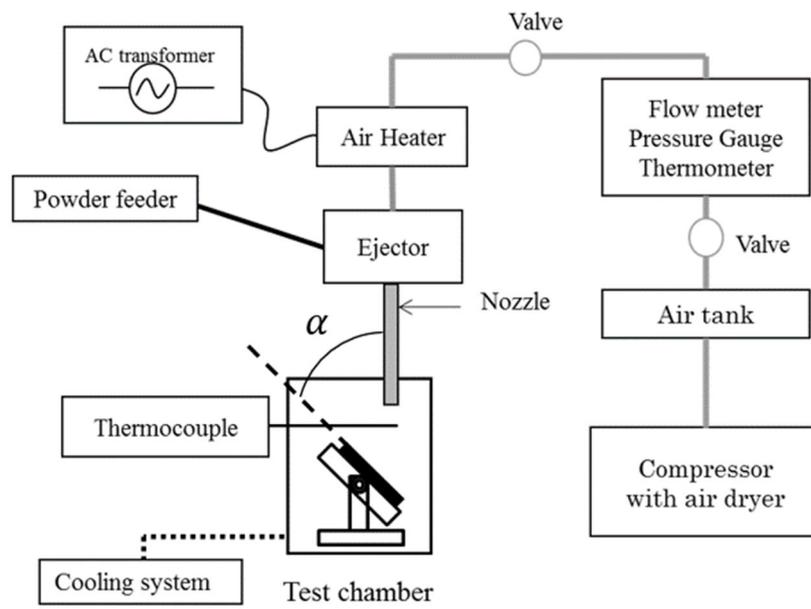


Fig. 4-2 Schematic diagram of high temperature sand erosion test apparatus.

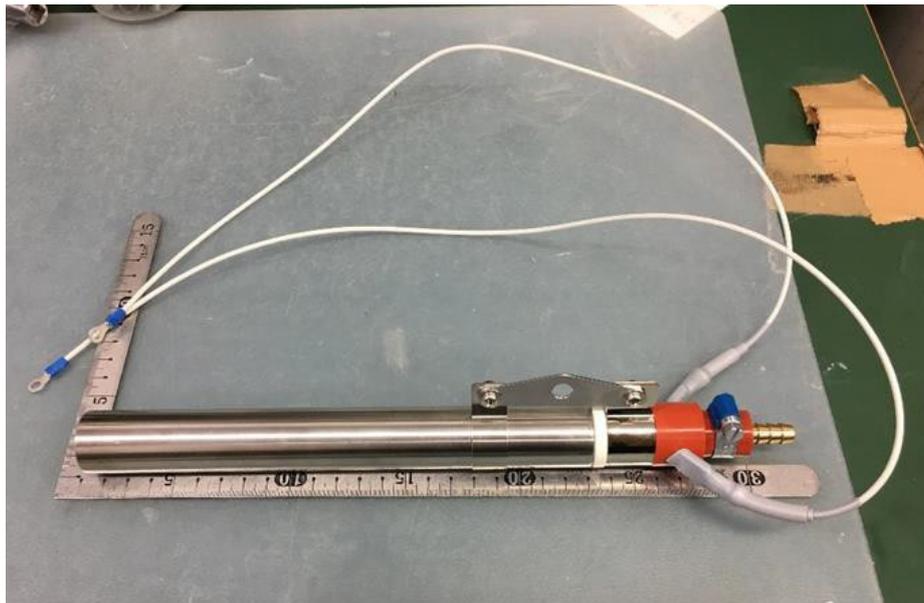


Fig. 4-3 Photograph of air heater.



Fig. 4-4 Photograph of test chamber.

4.2.3 試験条件および損傷の評価方法

粒子の衝突速度 (V_p) は、空気流量を調整することによって変化させた。 V_p は高速度ビデオカメラを用いて事前に測定した。本研究では、 V_p を 30 m/s, 40 m/s および 50 m/s に設定した。また、粒子の衝突角度 (α) は、 10° , 15° , 30° , 45° , 60° および 80° とした。なお、UP4 については追加で 20° の試験を行った。CFRP に対する粒子の衝突方向は、CFRP の繊維配向角 0° に対して垂直方向とした。ノズルから噴出される気流温度をエアヒータにて調整し、試験温度 (T) は 296 K (23°C , 室温), 318 K (45°C), 333 K (60°C) および 363 K (90°C) の 4 水準とした。試験片は、粒子の衝突開始前に十分に予熱を行い、試験片表面に熱電対を設置し、試験片表面の温度が設定した試験温度とほぼ同一となるようにした。ノズル先端と試験片表面との距離は、10 mm で一定とした。電磁式フィーダーによって粒子の供給量を調節し、供給量は 1~3 g/min. とした。

試験片の耐サンドエロージョン性の評価には、単位衝突粒子質量当たりの体積損傷量である体積損傷速度 R_v (m^3/kg) [6, 7] を用いた。各試験条件の試験片の枚数は 1 枚とした。

4.3 試験結果および考察

4.3.1 室温環境下における CFRP へのサンドエロージョン試験結果

$T = 296 \text{ K}$ における CFRP の R_v と α の関係を Fig. 4-5 に示す. なお, 図中には第 2 章および第 3 章で得られたアルミニウム合金, チタンおよびチタン合金の結果も示している. いずれの金属材料の R_v よりも CFRP の R_v が大きくなった. これは, 先行研究[3]と同様の結果であった. よって, CFRP 単体ではサンドエロージョン環境下へ適用することが困難であると考えられる[3].

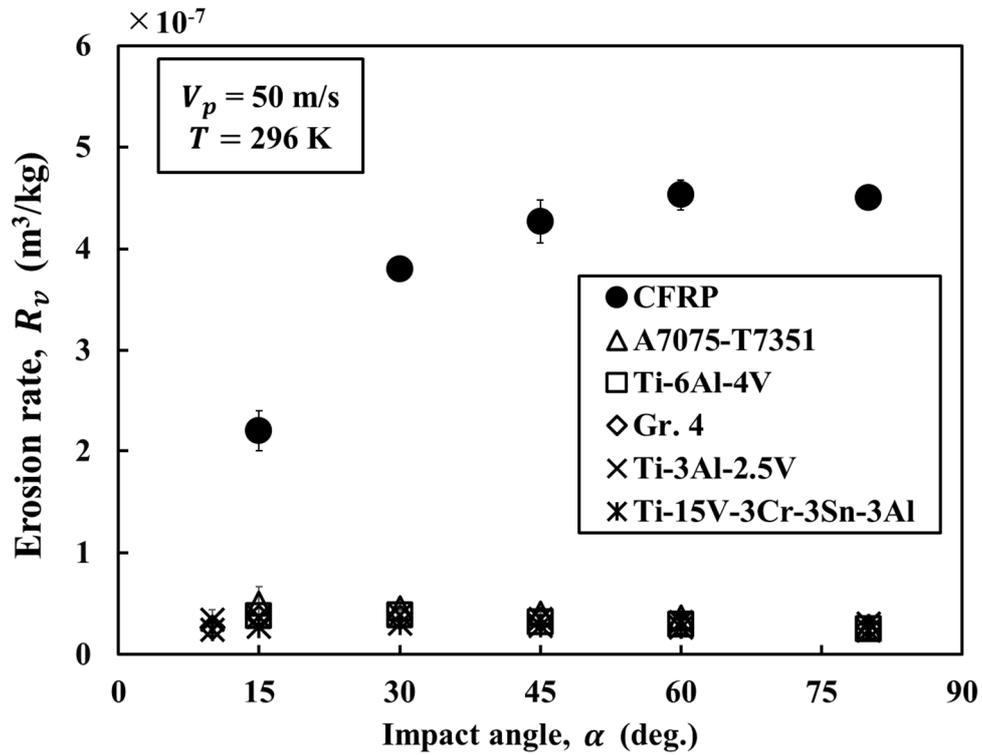


Fig. 4-5 Comparison of erosion rate R_v (CFRP and metal materials).

4.3.2 室温環境下におけるコーティング材へのサンドエロージョン試験結果

4.3.1 の結果を踏まえ、CFRP 単体の上に 5 種類のコーティング材を塗布し、各コーティング材の耐サンドエロージョン性について検討した。 $T = 296 \text{ K}$ における各コーティング材および CFRP の R_v と α の関係を Fig. 4-6 に示す。UP5 を除き、コーティング材の R_v は CFRP 単体の R_v よりも低くなっており、コーティング材を塗布することによって CFRP の耐サンドエロージョン性が向上することが確認された[3]。

しかし、実機でコーティング材を適用するには、使用環境の温度を考慮する必要があると考えられる。そこで、以下の節ではコーティング材が暴露される環境の温度 T を高温側に変化させ、高温環境下におけるコーティング材の耐サンドエロージョン性に及ぼす各種要因（粒子の衝突速度、粒子の衝突角度、試験温度）について検討した。

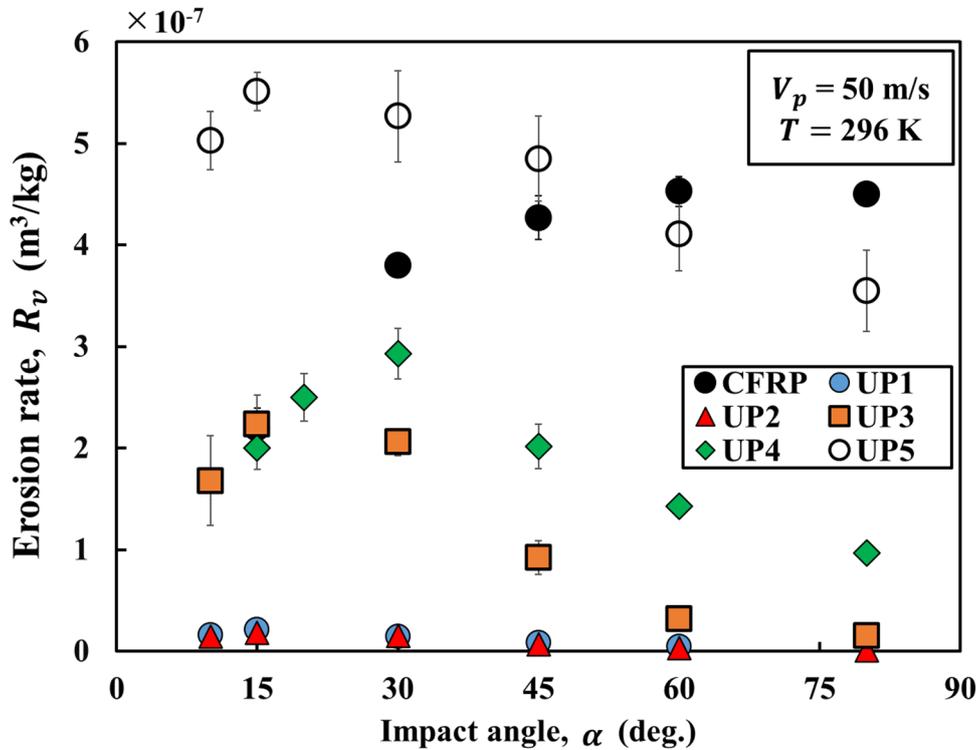


Fig. 4-6 Comparison of erosion rate R_v (CFRP and coating materials).

4.3.3 高温環境下のサンドエロージョンに及ぼす粒子の衝突速度の影響

$T = 296 \text{ K}$ および 333 K における各試験材料の R_v と V_p の関係を, Fig. 4-7~Fig. 4-12 に両対数グラフにてそれぞれ示す. 一般的に, R_v と V_p の間には, 以下に示すべき乗則が成り立つことが知られている[8].

$$R_v = kV_p^n \quad (4-1)$$

本研究のすべての材料においても, 本べき乗則が成り立つことがわかった. また, 各材料のべき数 n は T の影響を受けないこともわかった. 各試験材料の V_p の比例係数 k およびべき数 n を Table 4-2 に示す.

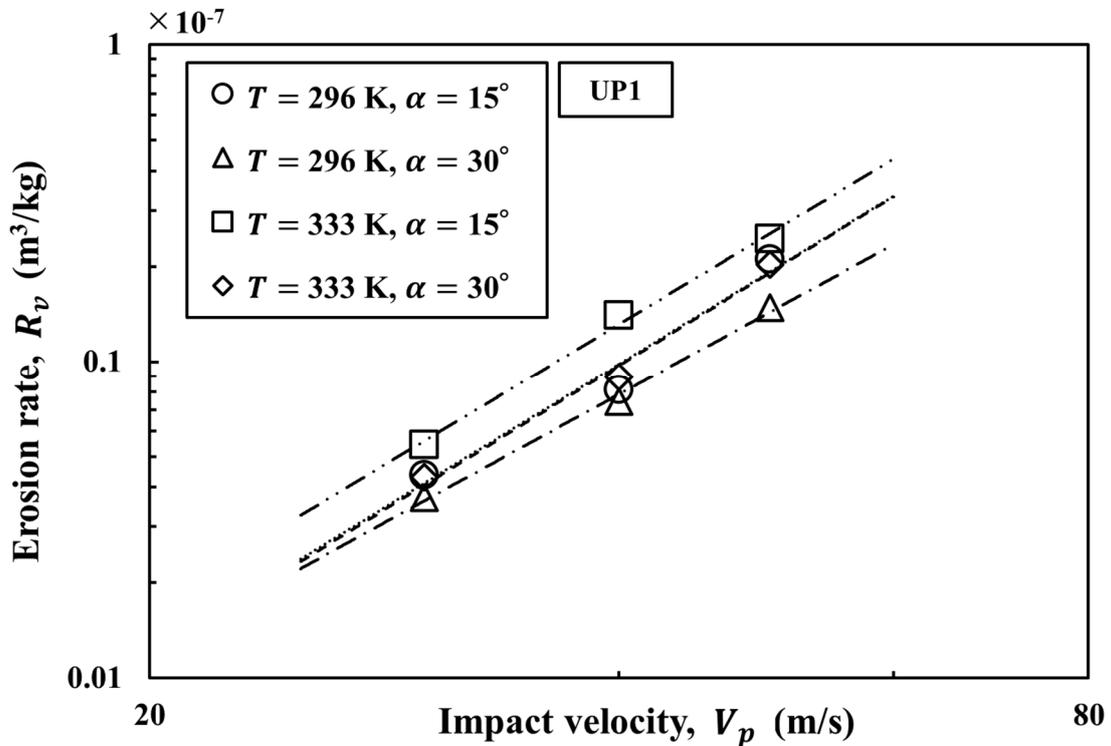


Fig. 4-7 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (UP1).

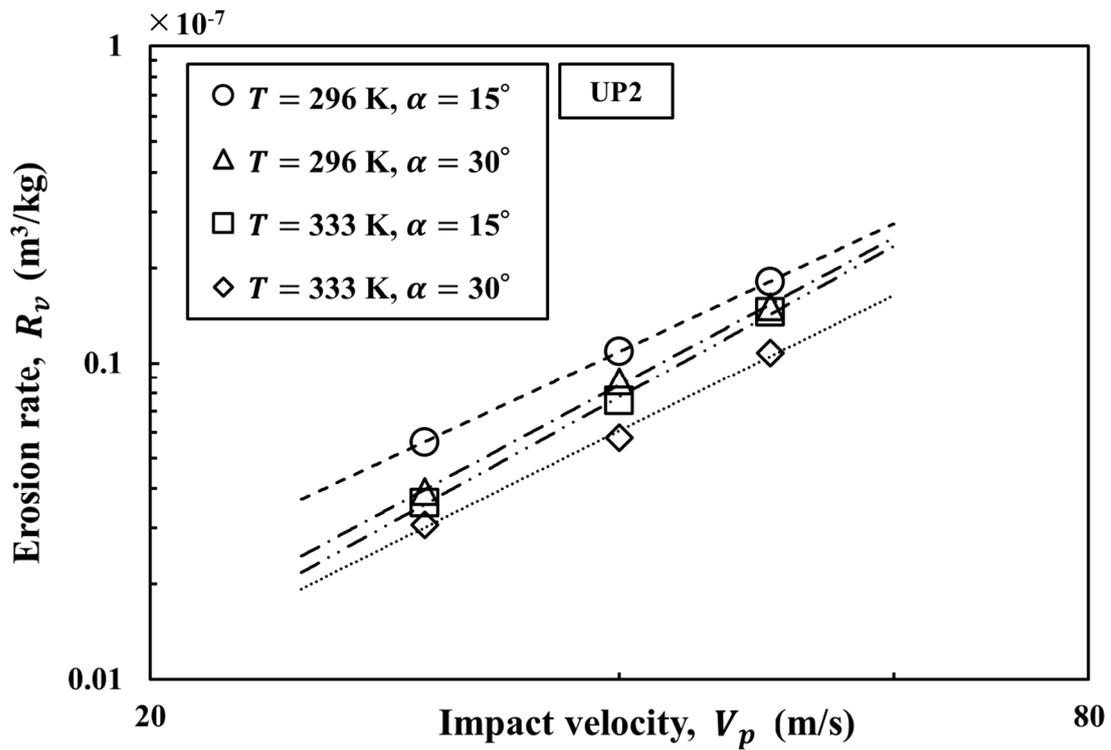


Fig. 4-8 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (UP2).

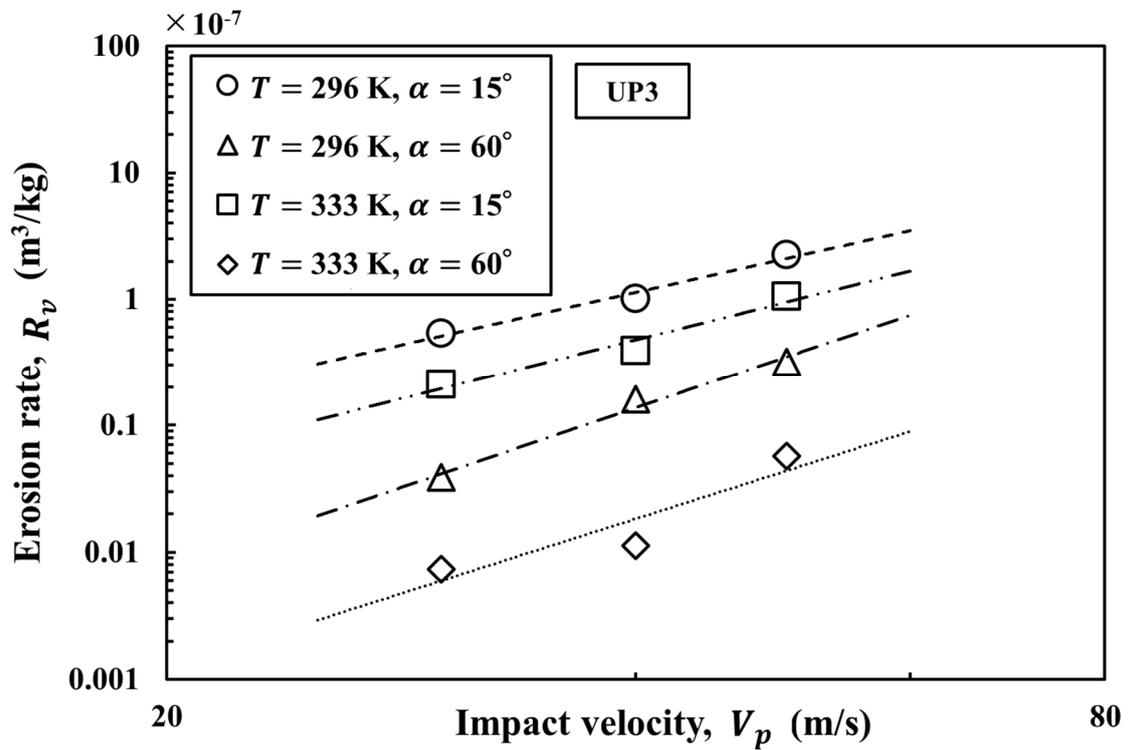


Fig. 4-9 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (UP3).

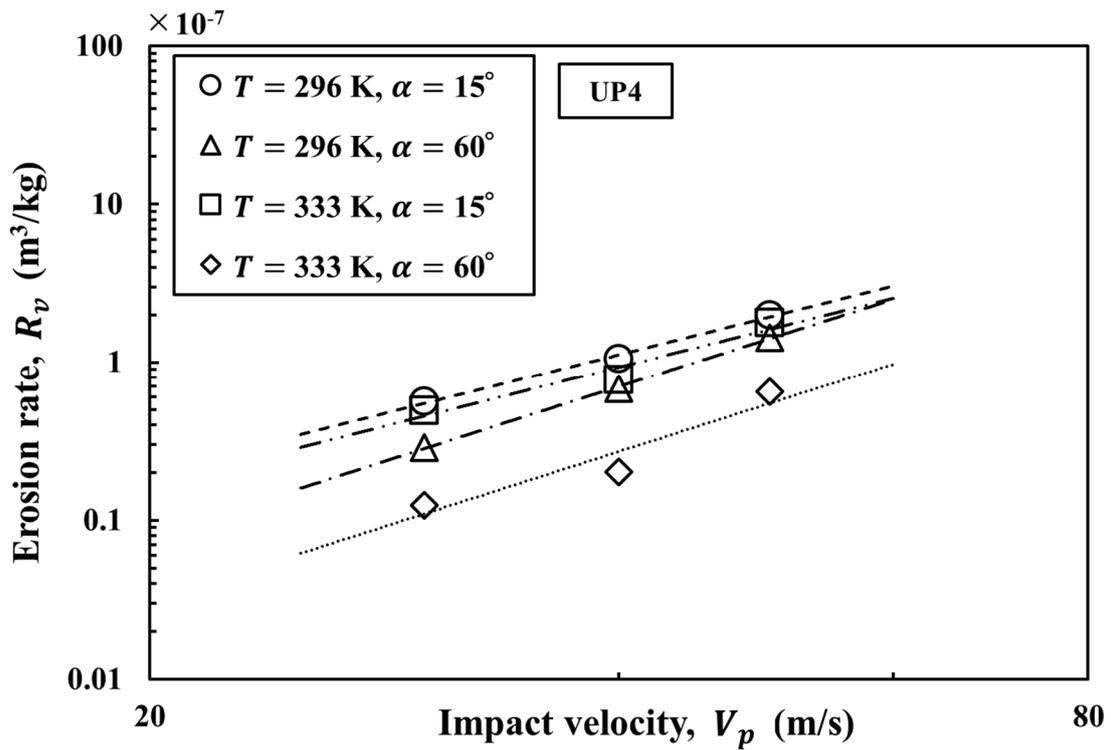


Fig. 4-10 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (UP4).

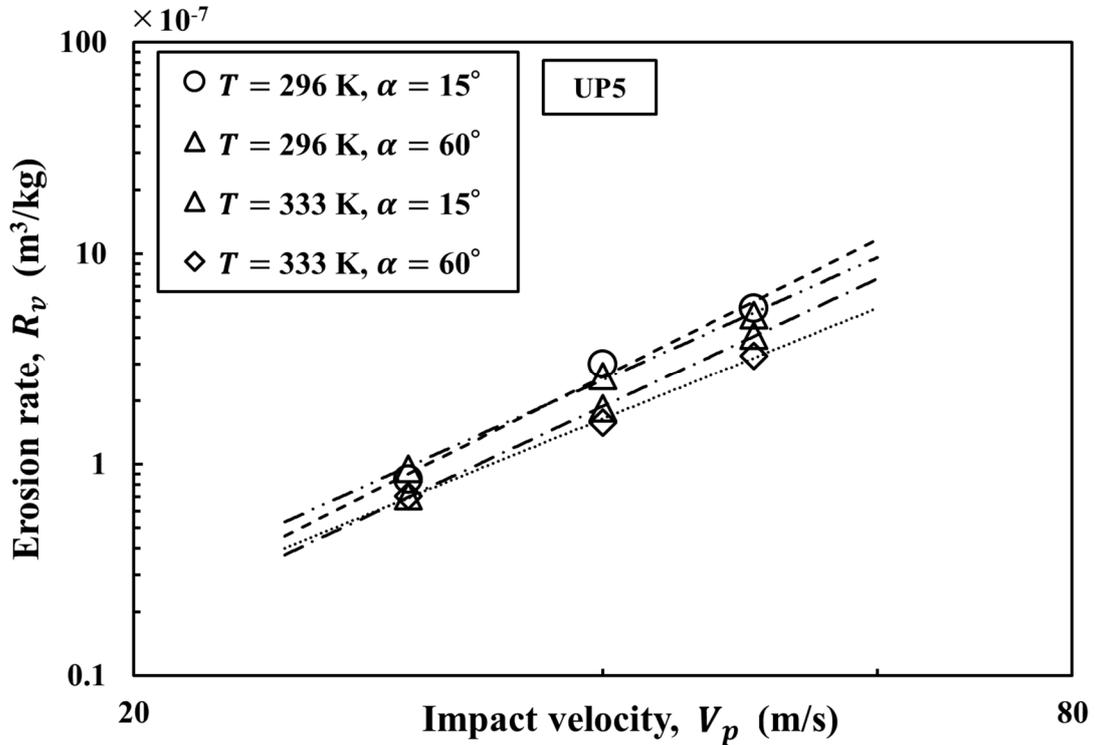


Fig. 4-11 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (UP5).

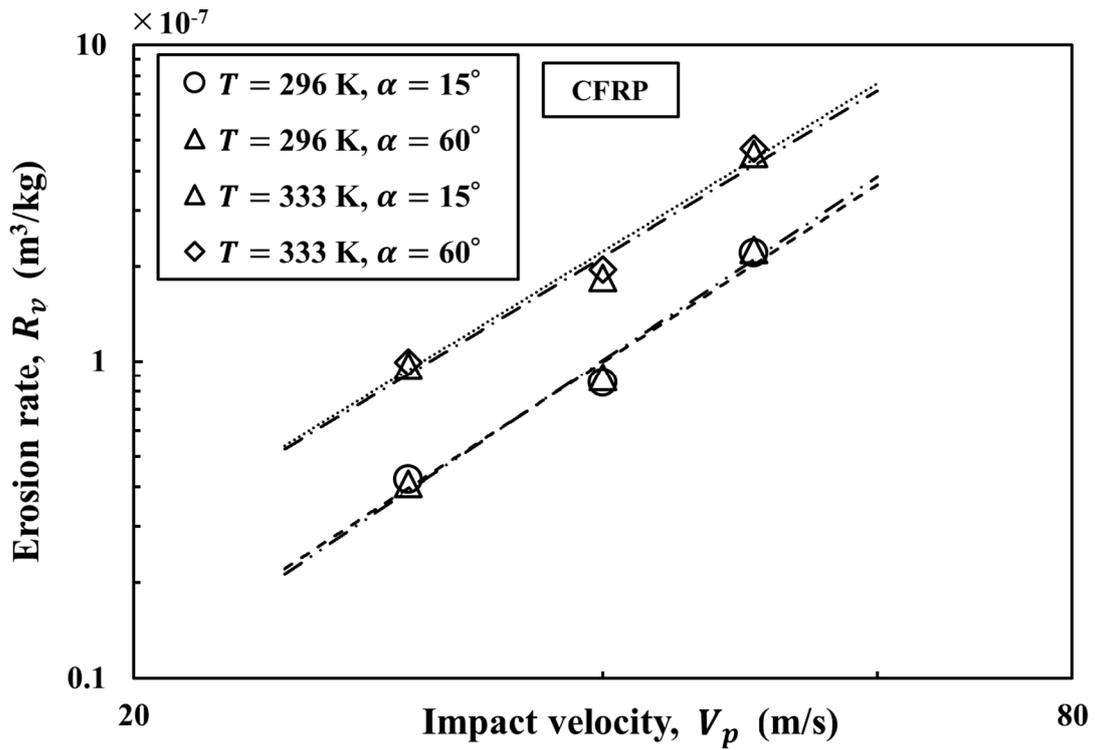


Fig. 4-12 Effect of impact velocity V_p on erosion rate R_v (CFRP).

Table 4-2 Proportional coefficient k and exponent n of impact velocity V_p of coating materials and CFRP.

Material	k ($\times 10^{-9}$)	n
UP1	0.219	2.94
UP2	0.967	2.55
UP3	1.16	3.59
UP4	5.63	2.81
UP5	1.18	3.36
CFRP	2.03	3.12

4.3.4 高温環境下のサンドエロージョンに及ぼす粒子の衝突角度の影響

$V_p = 50 \text{ m/s}$ の各試験材料において、 T を変化させた場合の R_v に及ぼす α の影響を Fig. 4-13 ~Fig. 4-18 に示す. なお、図中の誤差棒は各試験片において、繰り返し衝突試験での損傷体積の標準偏差を、図中の線は後述する損傷量予測式による線をそれぞれ示している. UP2 は T によらず $\alpha = 15^\circ$ で最大損傷角度を示し、UP1, UP3 および UP5 も同様であった. 一方、UP4 において、 $T = 296 \text{ K}$ では $\alpha = 30^\circ$ で R_v が最大を示したが、昇温に伴い R_v が最大となる α は低角度側に遷移し、 $T = 363 \text{ K}$ では 15° 近傍で R_v が最大となった. また、CFRP 単体は 60° 近傍で R_v が最大となった. 一般的に、延性材料のエロージョンでは、切削などに代表される延性的損傷が支配的な損傷機構となるため、損傷量が最大となる角度は低角度側に現れる. 一方で、脆性材料のエロージョンでは、クラックの進展や塑性変形が支配的な損傷機構となるため、損傷量が最大となる角度は高角度側に現れる [7-10]. 本研究で対象としたコーティング材は低角度側で R_v が最大となったため延性的損傷が、CFRP は高角度側で R_v が最大となったため脆性的損傷が、それぞれ支配的であると考えられる.

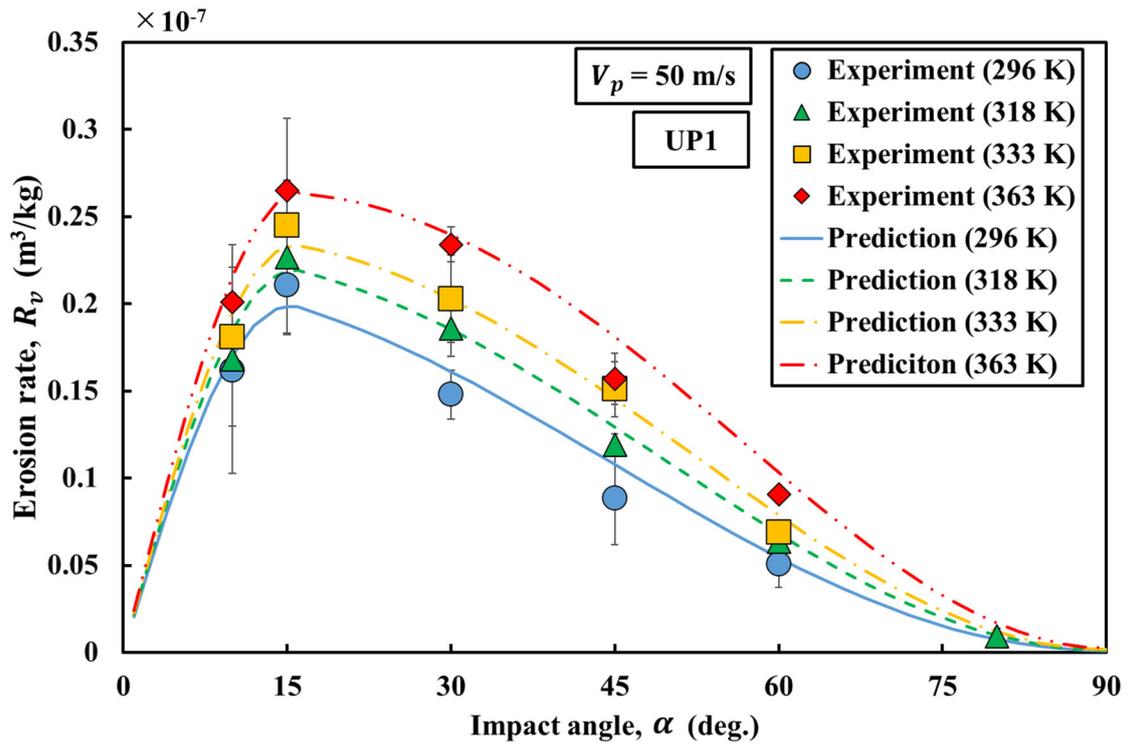


Fig. 4-13 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (UP1).

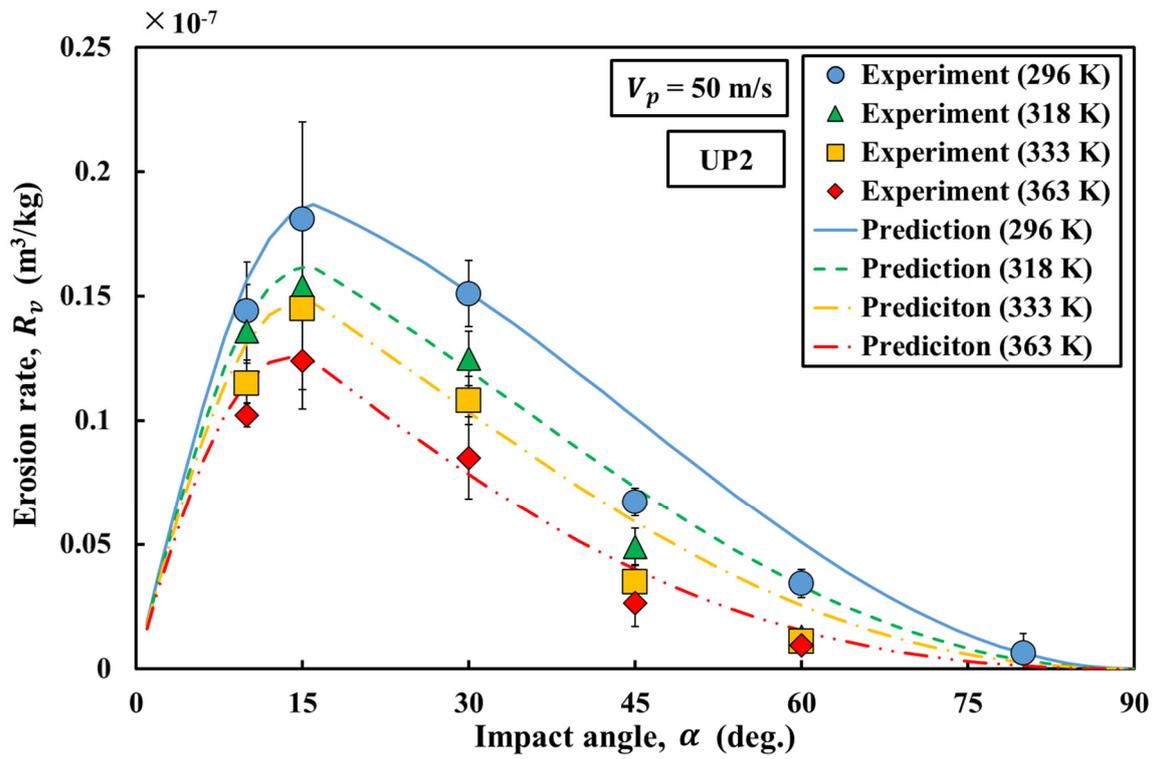


Fig. 4-14 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (UP2).

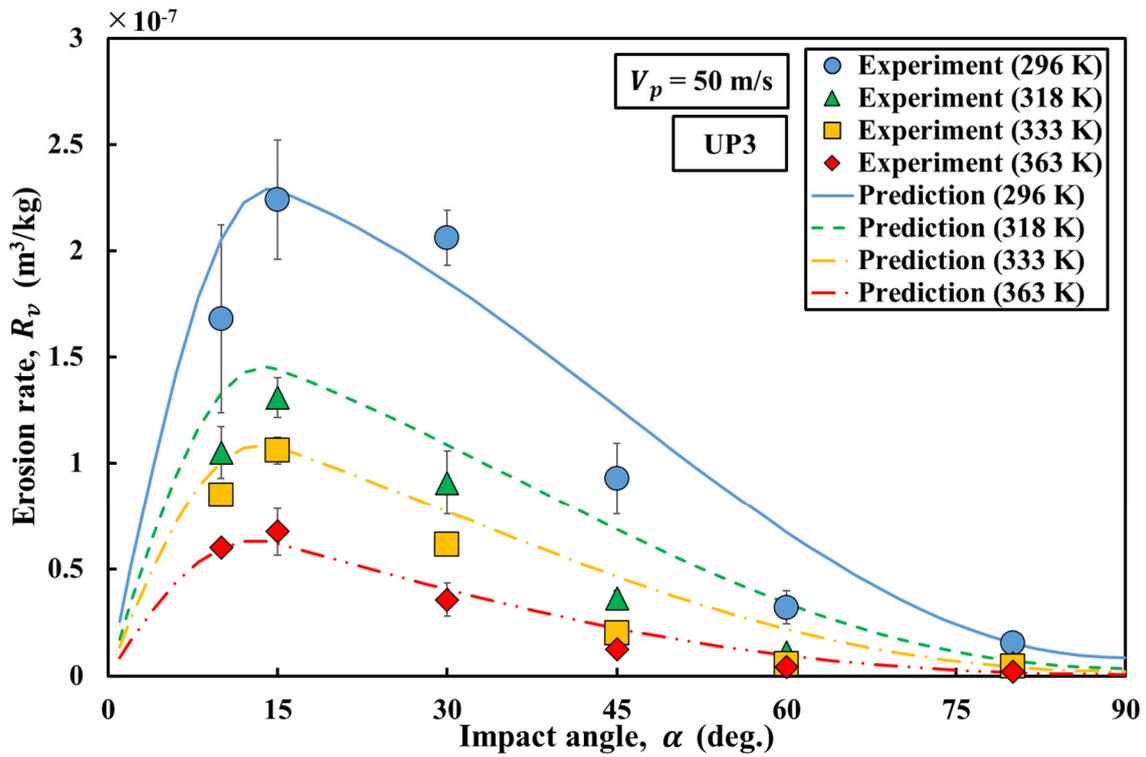


Fig. 4-15 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (UP3).

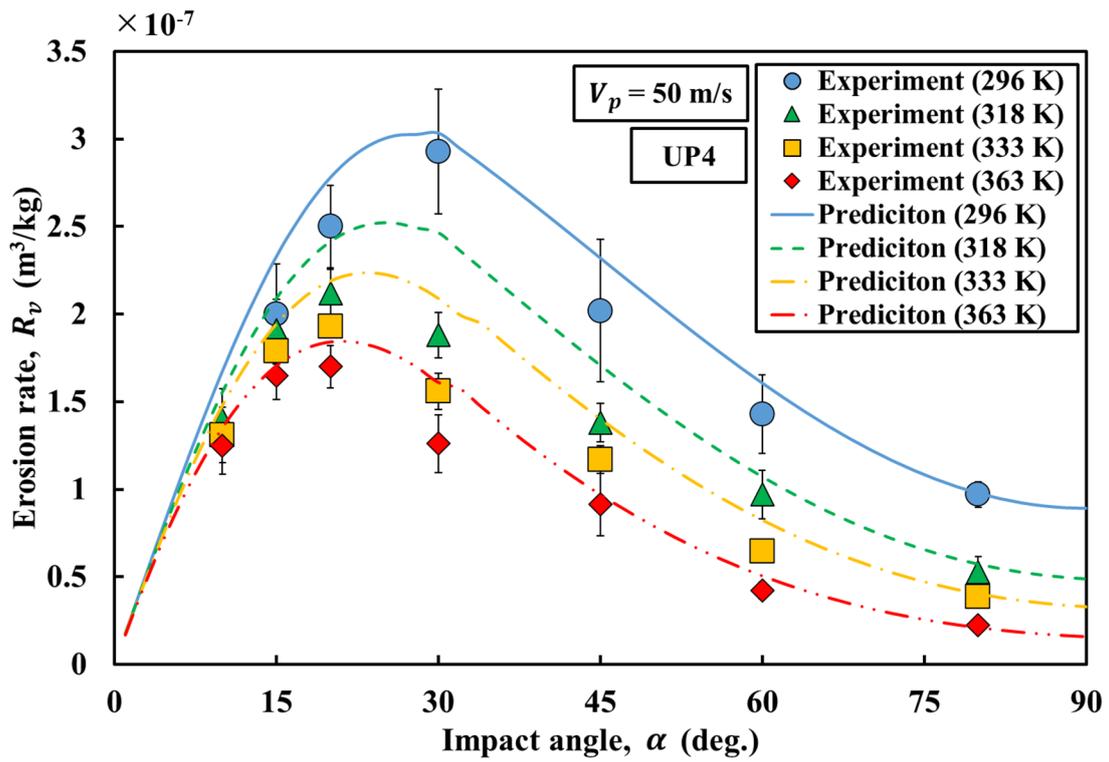


Fig. 4-16 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (UP4).

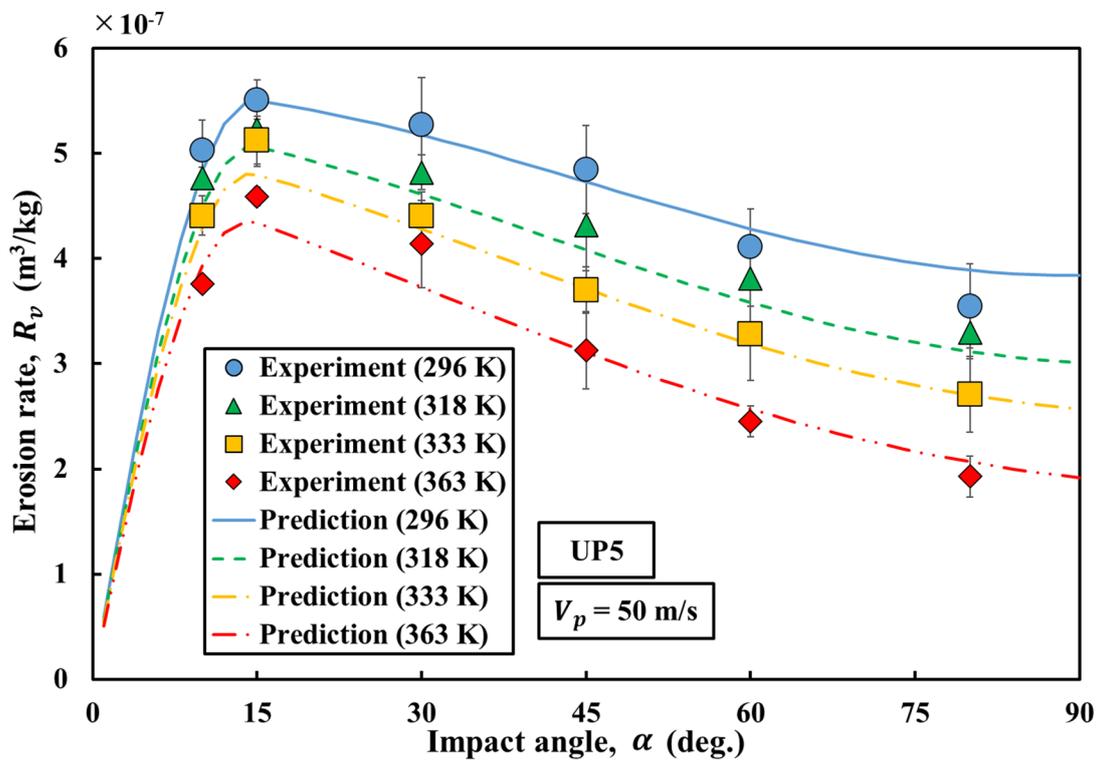


Fig. 4-17 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (UP5).

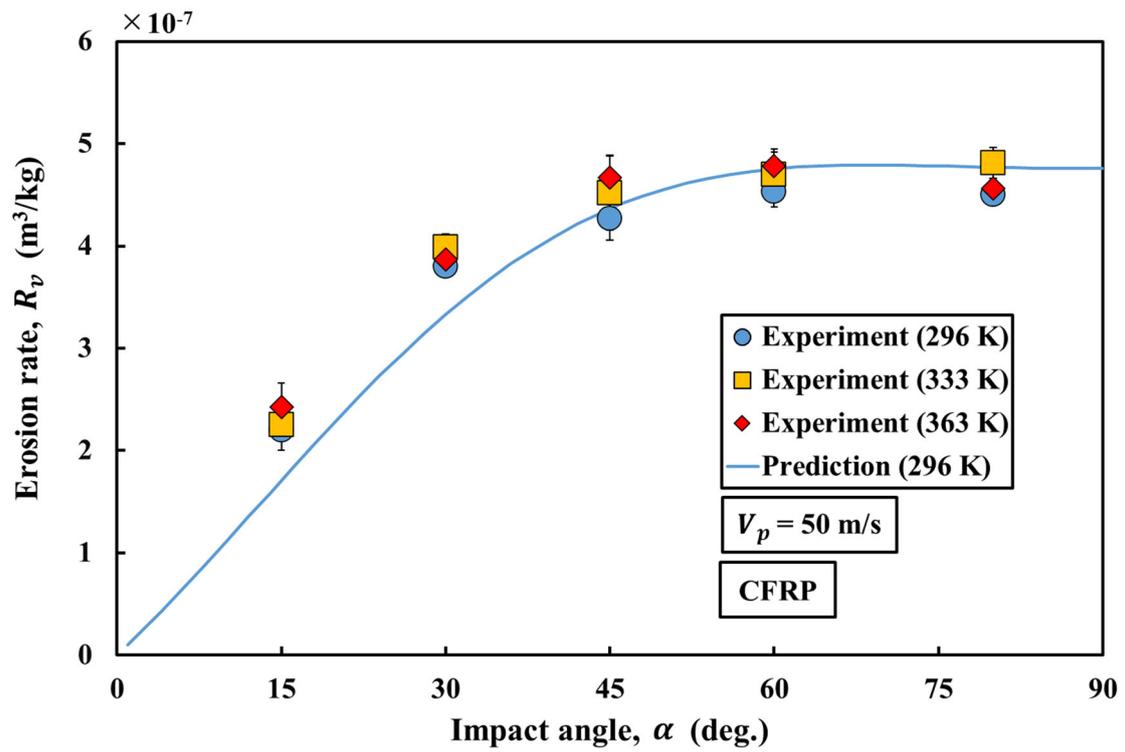


Fig. 4-18 Effect of impact angles α and temperature T on erosion rate R_v (CFRP).

4.3.5 サンドエロージョンに及ぼす試験温度の影響

各試験材料の $\alpha = 10^\circ$ における R_v に及ぼす T の影響を Fig. 4-19 に示す。また、 $\alpha = 15^\circ$ の結果を Fig. 4-20 に、 $\alpha = 30^\circ$ の結果を Fig. 4-21 に、 $\alpha = 45^\circ$ の結果を Fig. 4-22 に、 $\alpha = 60^\circ$ の結果を Fig. 4-23 に、 $\alpha = 80^\circ$ の結果を Fig. 4-24 にそれぞれ示す。UP2, UP3, UP4 および UP5 は、 T の上昇に伴い R_v が減少し、一方、UP1 は増加することがわかった。また、CFRP の R_v は T によらずほぼ一定であった。

各コーティング材の R_v と T の関係を両対数グラフにて Fig. 4-25～Fig. 4-29 にそれぞれ示す。本研究での試験温度範囲では、両者の間に以下に示すべき乗則が成り立つことがわかった。

$$R_v \propto T^{K'} \quad (4-2)$$

さらに、 T のべき数 K' は α によって異なることがわかった。これは、 α によって R_v の温度依存性が異なることを表している。そこで、各コーティング材の α と T のべき数 K' との関係を Fig. 4-30～Fig. 4-35 にそれぞれ示す。両者は線形関係にあることがわかった。よって、 K' は α を用いて以下の式で表すことができる。

$$K' = A\alpha + B \quad (4-3)$$

ここで、 A および B は定数である。各コーティング材の式 (4-3) における A および B を Table 4-3 に示す。なお、UP2 については後述の第5章における検討のため、試験温度がケルビン (T) の場合と摂氏 (t) の場合の定数をそれぞれ示している。高角度衝突になるほど、 K' の絶対値が増加することから、 R_v に及ぼす T の影響は低角度衝突よりも高角度衝突の方が大きいことがわかった。

$T = 296 \text{ K}$ および 333 K における、各コーティング材の R_v と T_g の関係を Fig. 4-36～Fig. 4-41 に示す。図中の破線は、試験温度 T である。 T_g と R_v は、ほぼ線形関係にあり、 T が T_g よりも高いとき、すなわち、コーティング材がゴム状状態であるときには、高い耐サンドエロージョン性を示すことがわかった。また、 T の上昇に伴い、UP1 以外の R_v は減少した。これは、コーティング材の相に占めるゴム相の割合が増加し、弾性変形能が増加したためであると考えられる。そのため、使用環境の温度に応じて適切な T_g を持つコーティング材を選定することが重要であると考えられる。

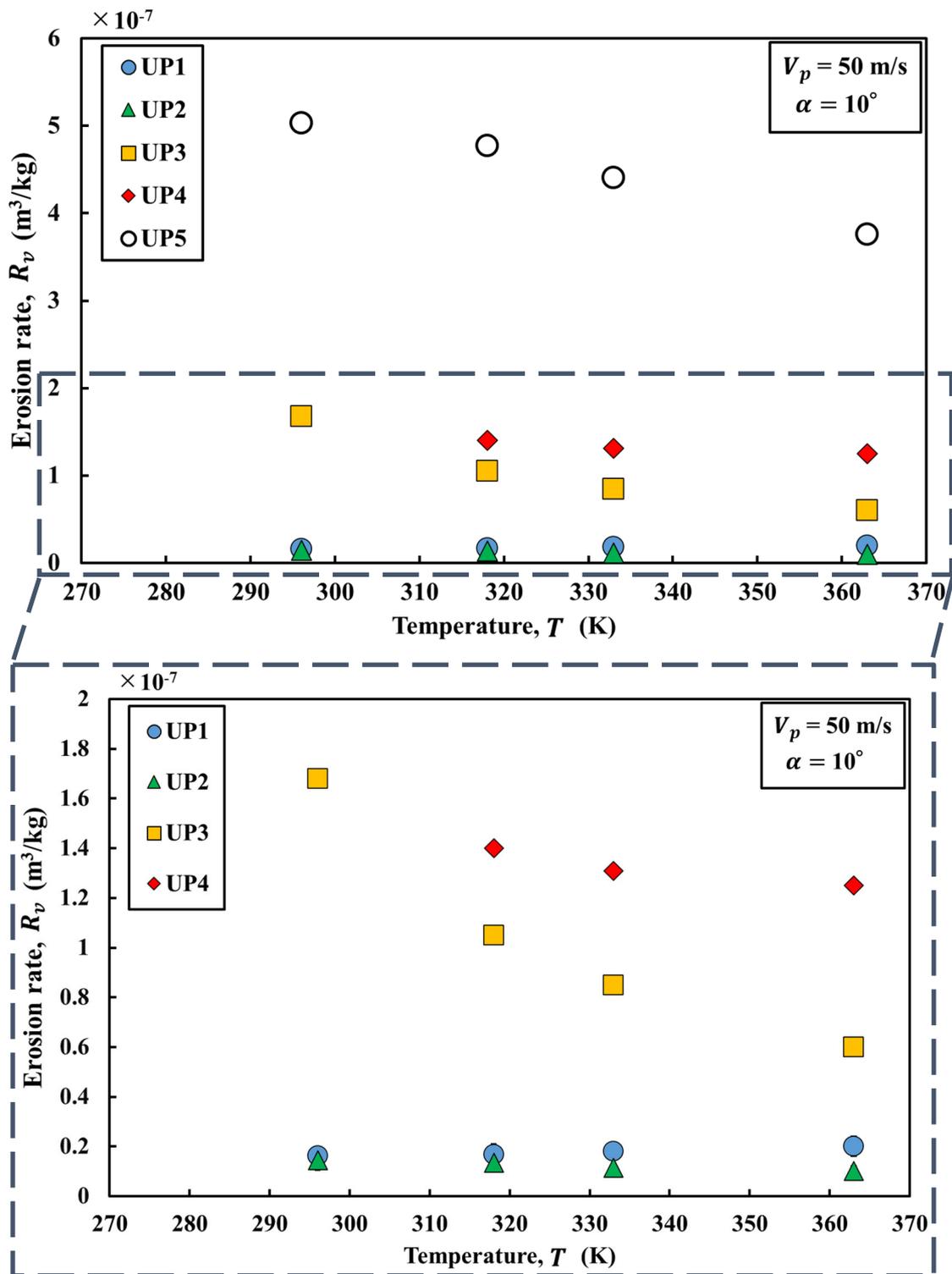


Fig. 4-19 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 10^\circ$).

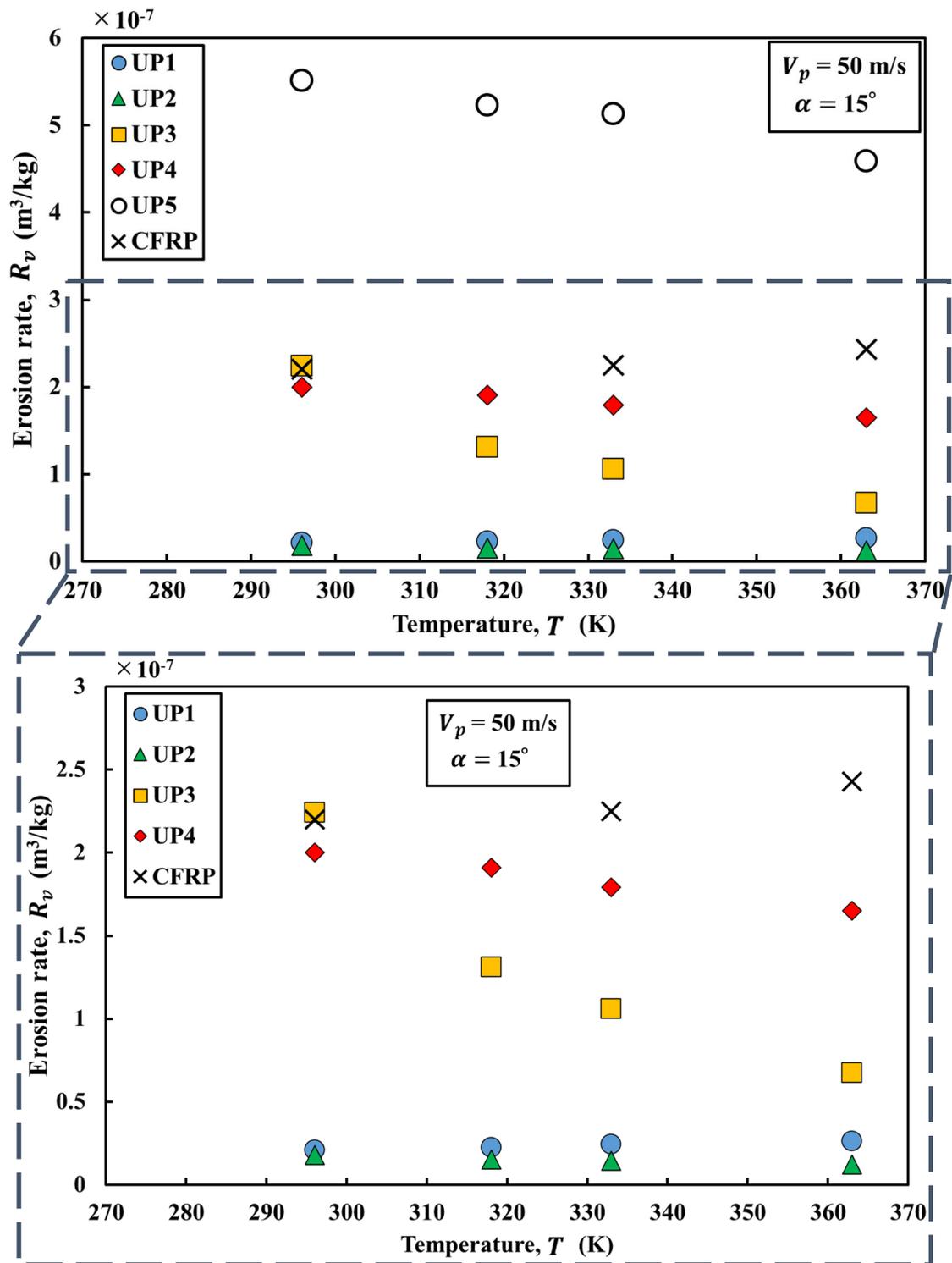


Fig. 4-20 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 15^\circ$).

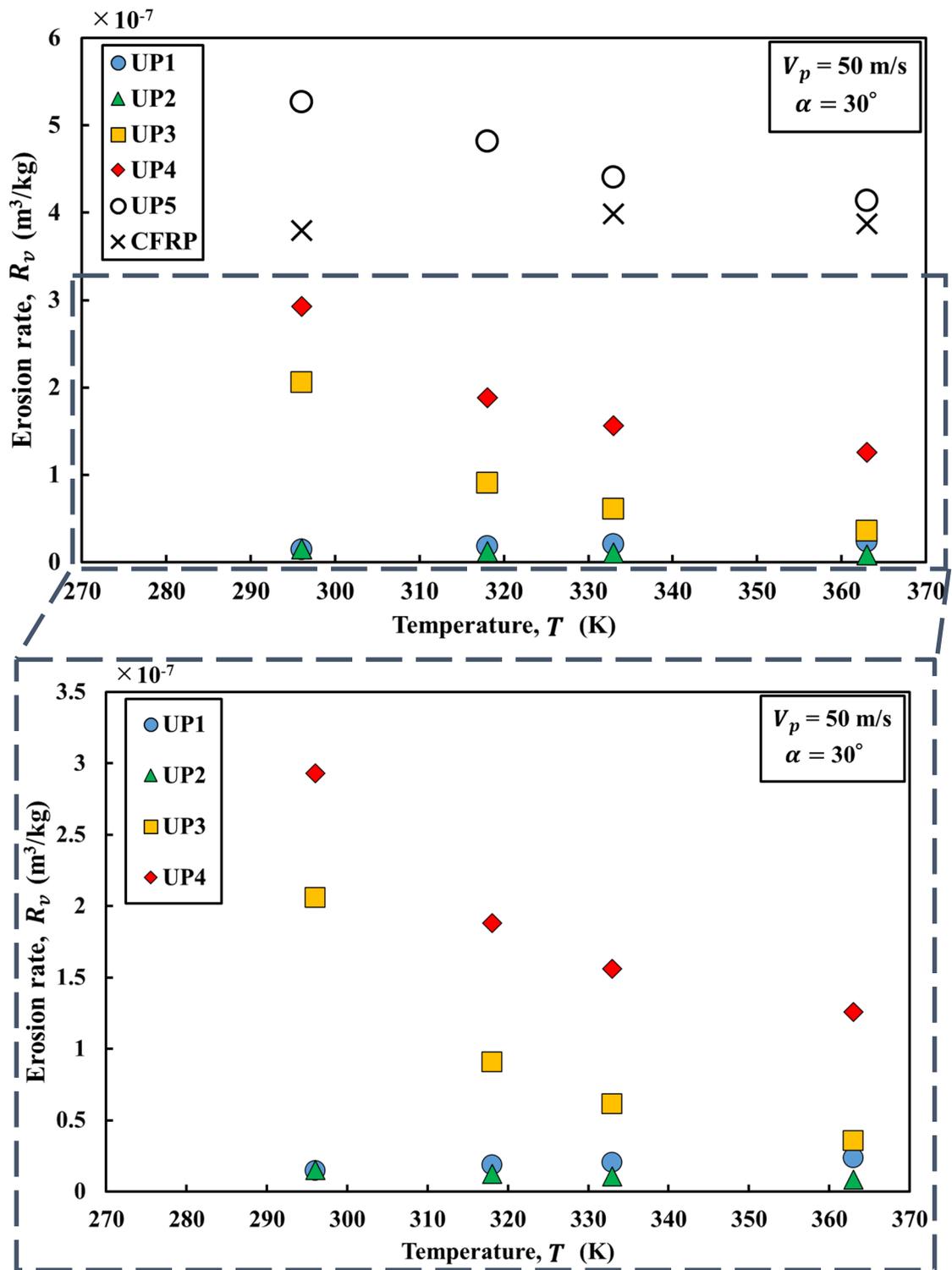


Fig. 4-21 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 30^\circ$).

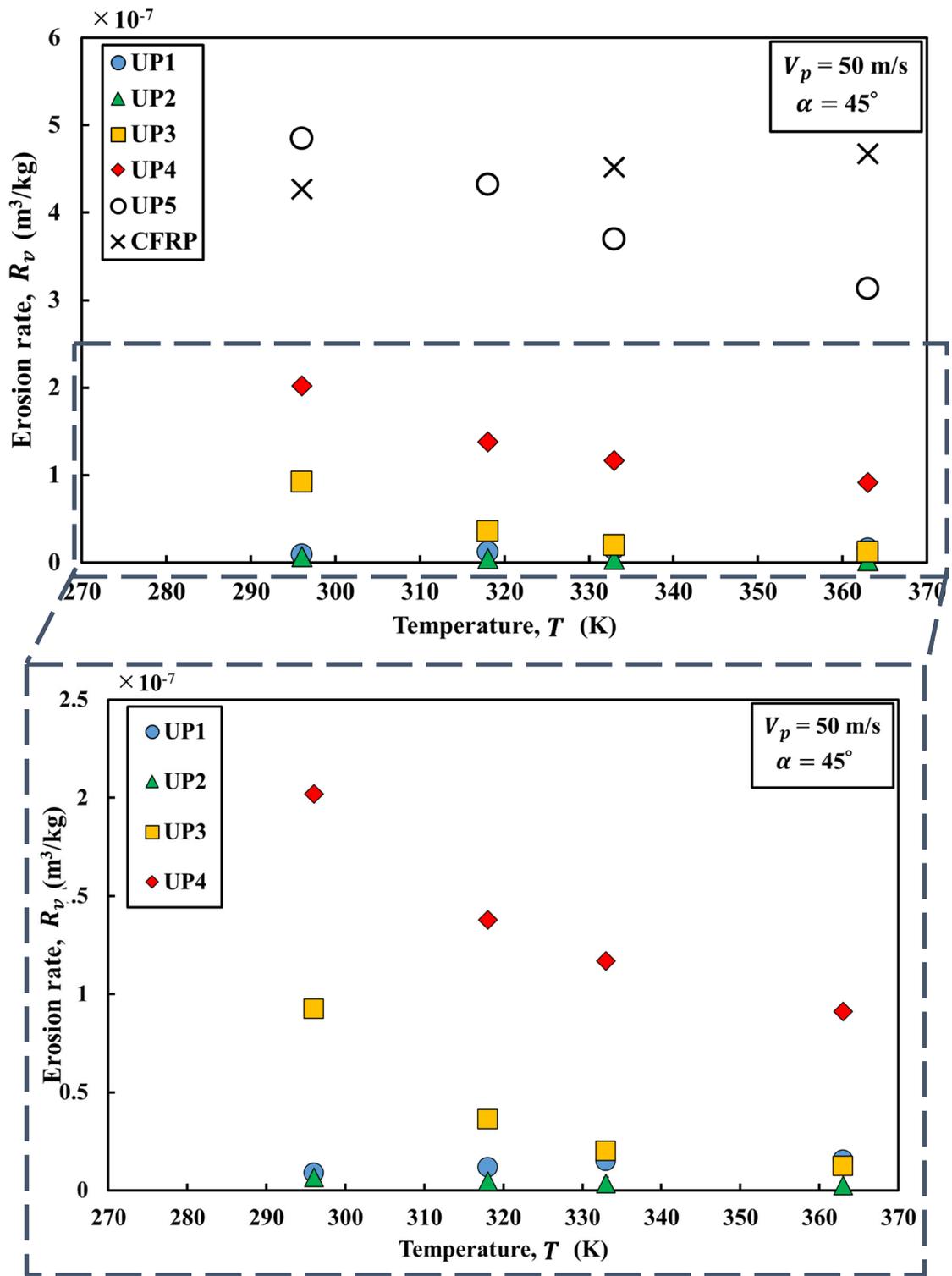


Fig. 4-22 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 45^\circ$).

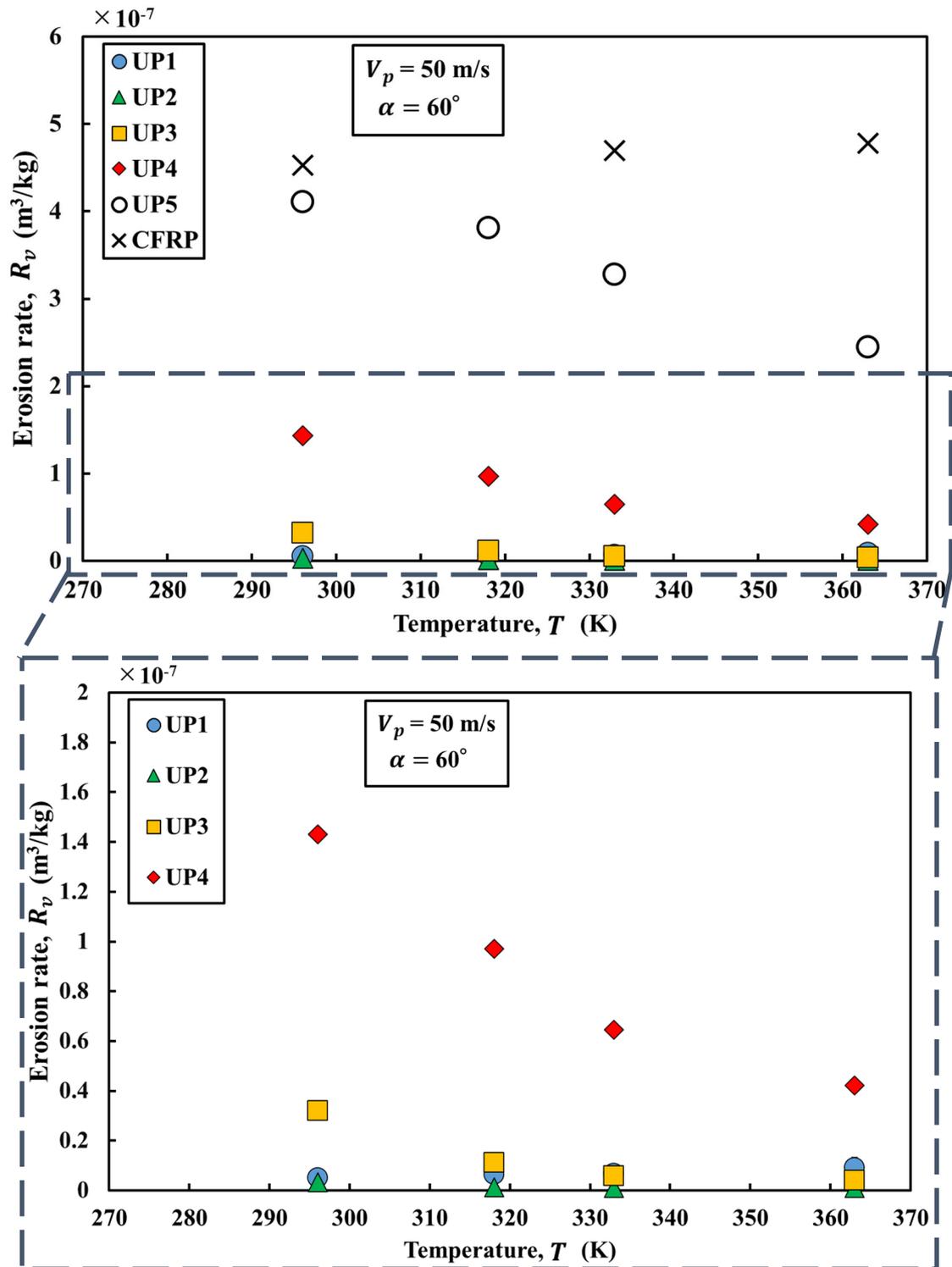


Fig. 4-23 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 60^\circ$).

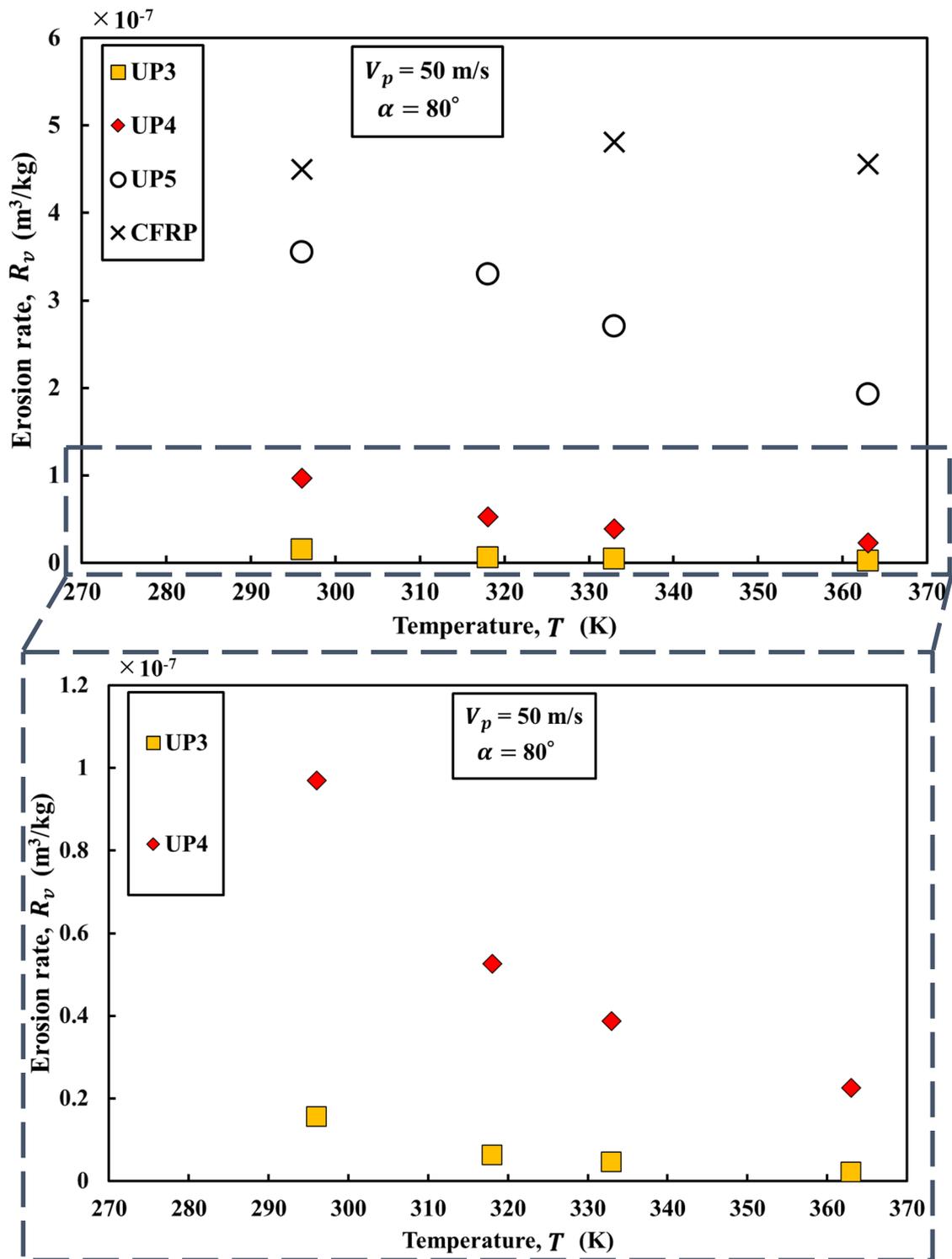


Fig. 4-24 Effect of temperature T on erosion rate R_v at each specimen ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 80^\circ$).

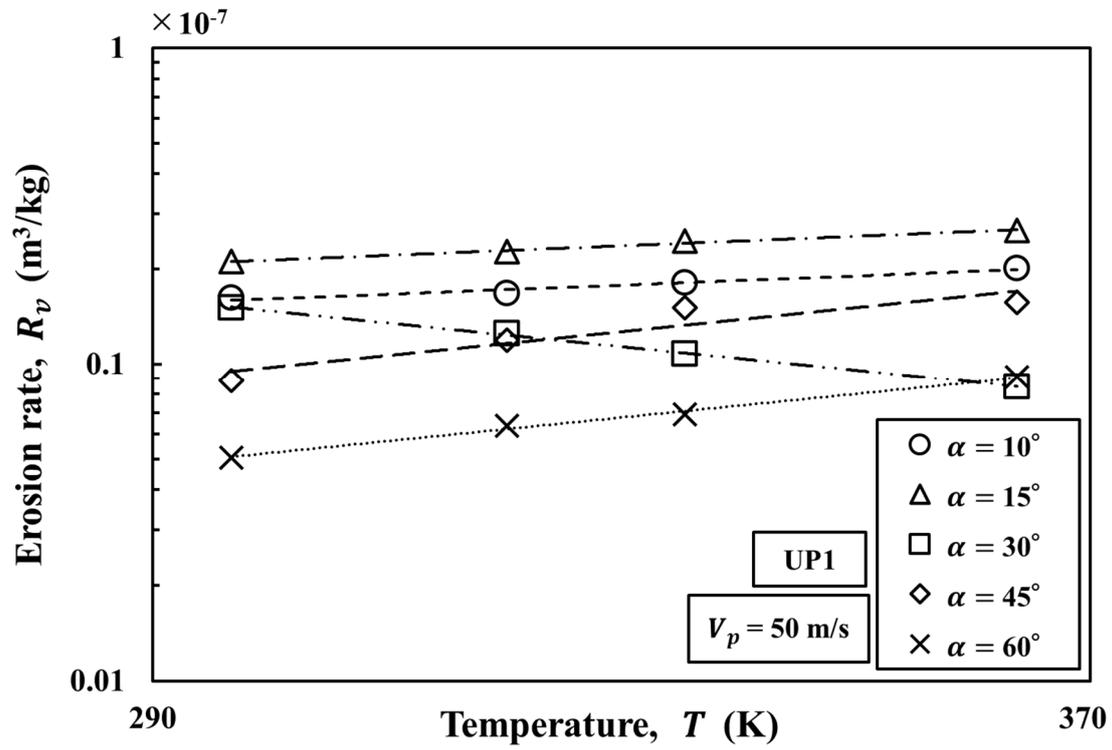


Fig. 4-25 Effect of temperature T on erosion rate R_v (UP1).

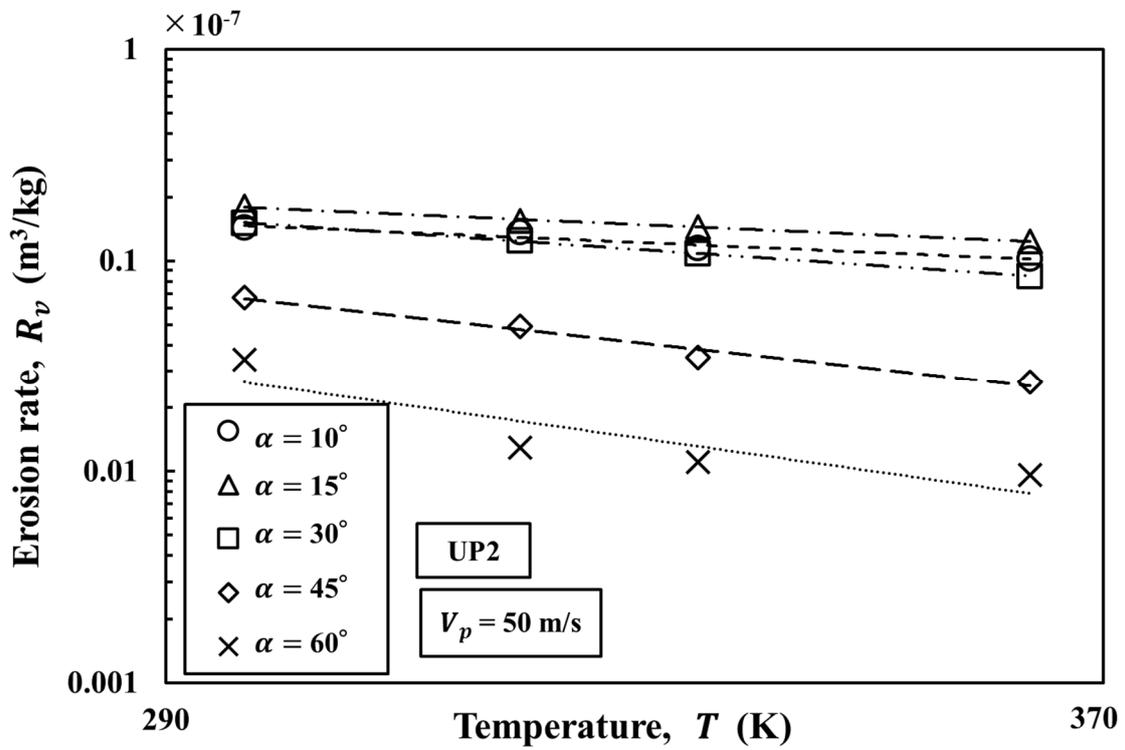


Fig. 4-26 Effect of temperature T on erosion rate R_v (UP2).

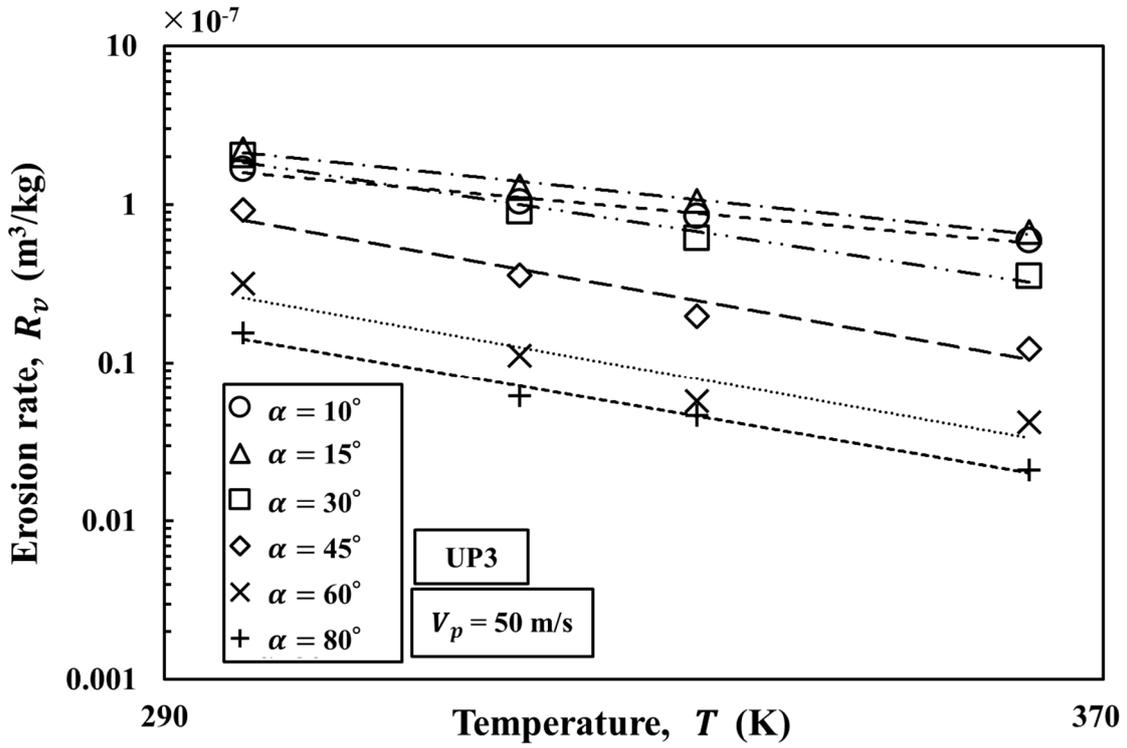


Fig. 4-27 Effect of temperature T on erosion rate R_v (UP3).

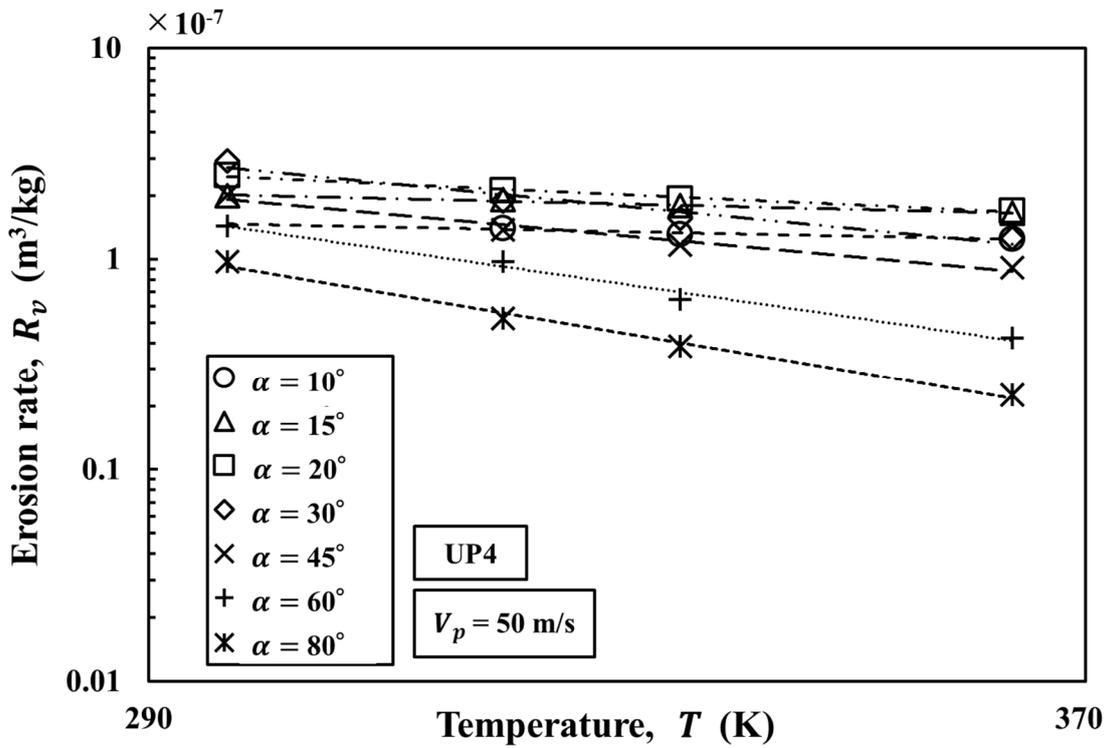


Fig. 4-28 Effect of temperature T on erosion rate R_v (UP4).

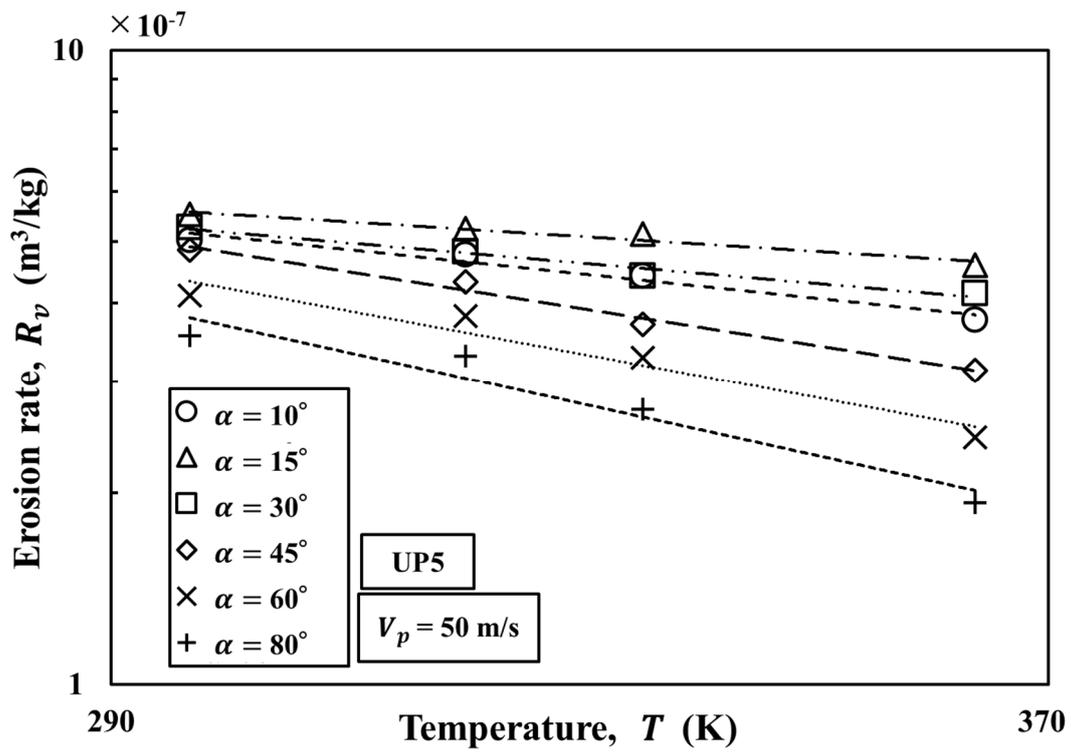


Fig. 4-29 Effect of temperature T on erosion rate R_v (UP5).

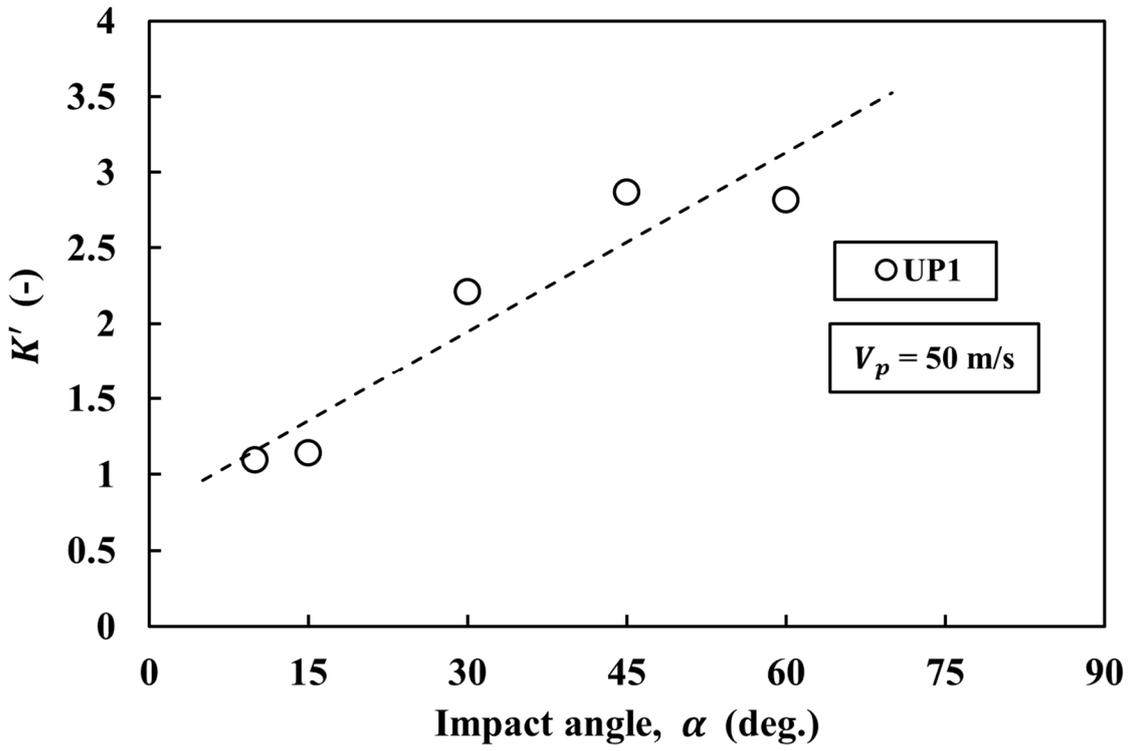


Fig. 4-30 Effect of impact angle α on K' (UP1).

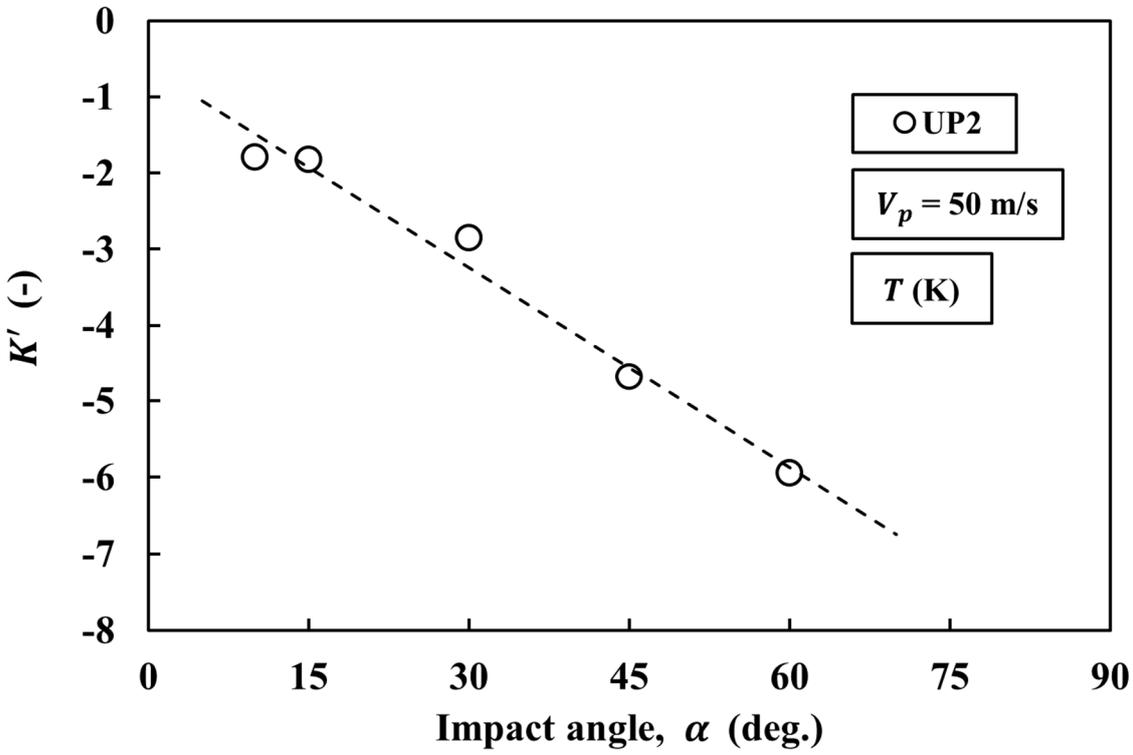


Fig. 4-31 Effect of impact angle α on K' (UP2, T (K)).

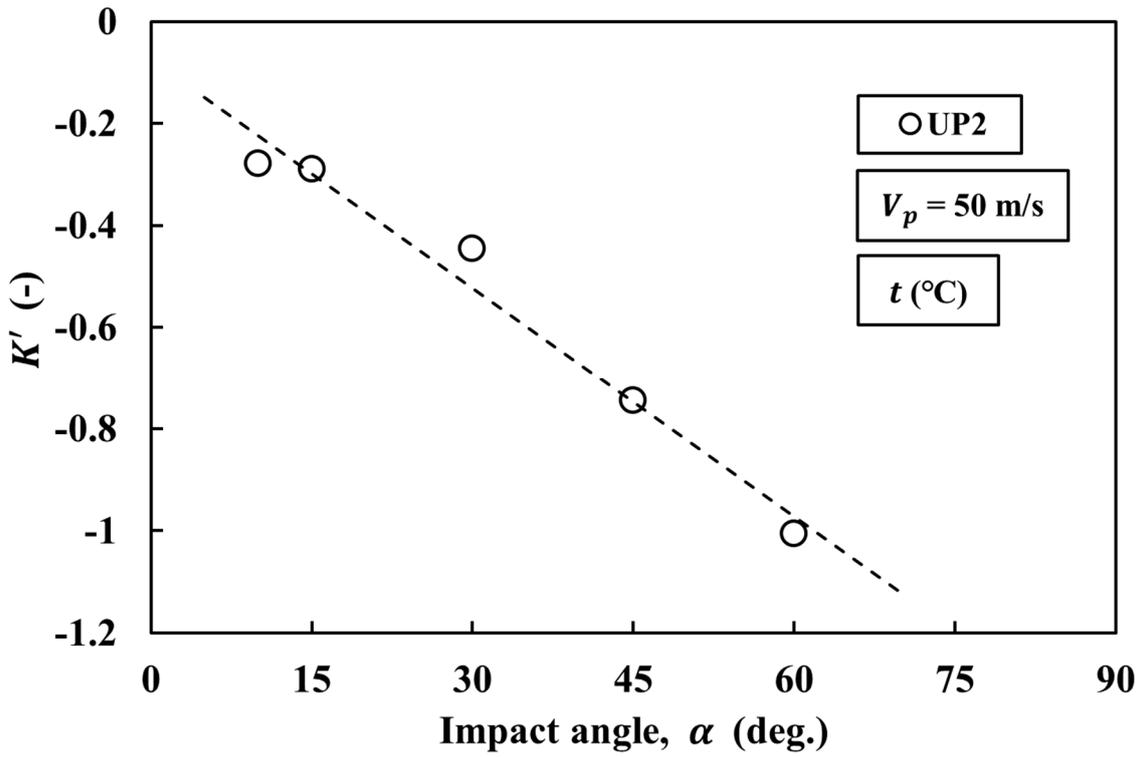


Fig. 4-32 Effect of impact angle α on K' (UP2, t (°C)).

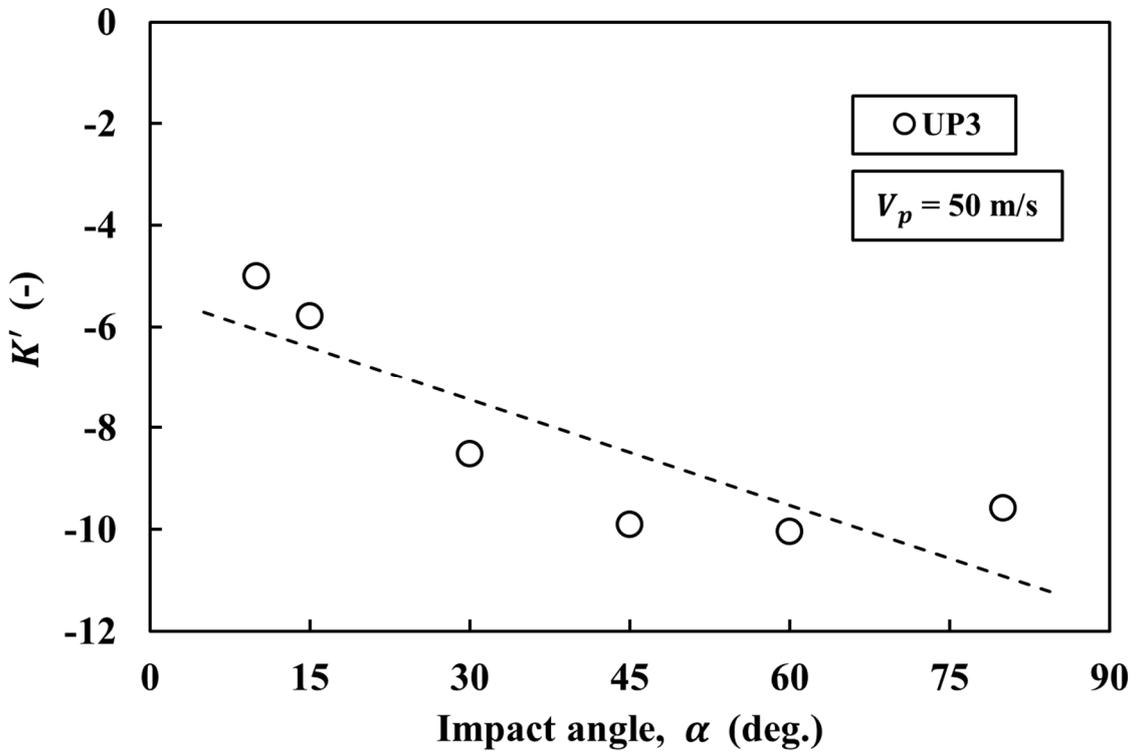


Fig. 4-33 Effect of impact angle α on K' (UP3).

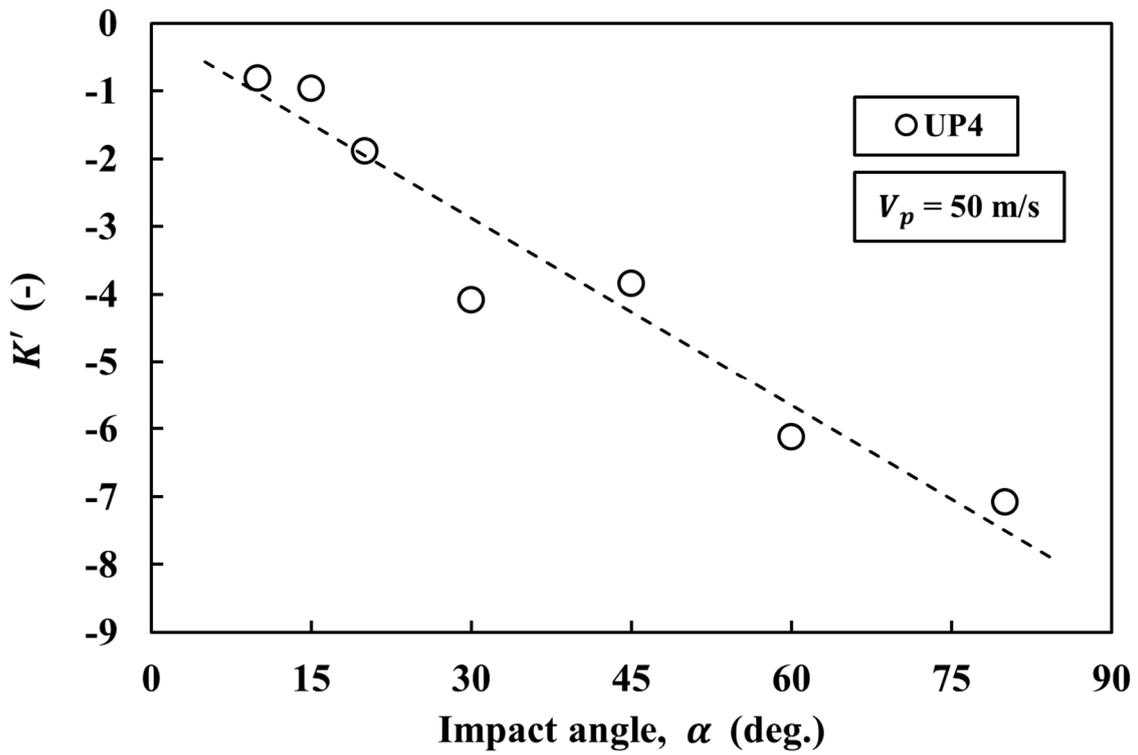


Fig. 4-34 Effect of impact angle α on K' (UP4).

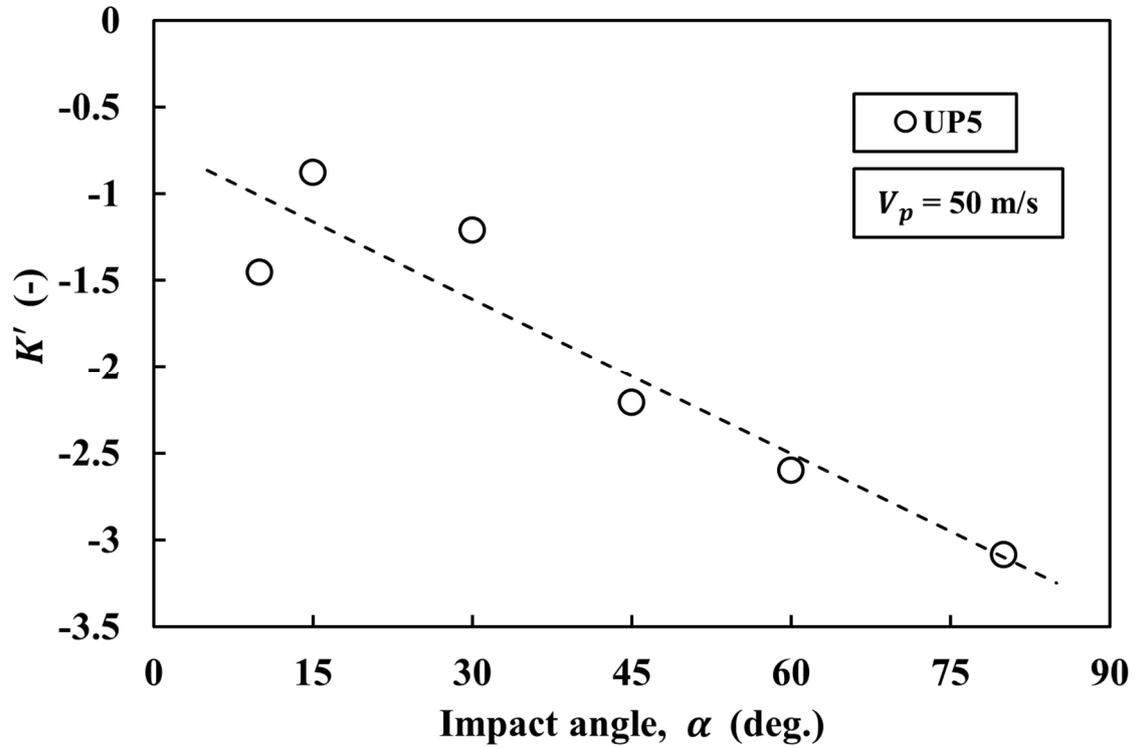


Fig. 4-35 Effect of impact angle α on K' (UP5).

Table 4-3 Constant A and B on K' .

Material	A	B
UP1	0.0395	0.7618
UP2 (T (K))	-0.0875	-0.6181
UP2 (t ($^{\circ}\text{C}$))	-0.015	-0.073
UP3	-0.0695	-5.3602
UP4	-0.0924	-0.1136
UP5	-0.0298	-0.7151

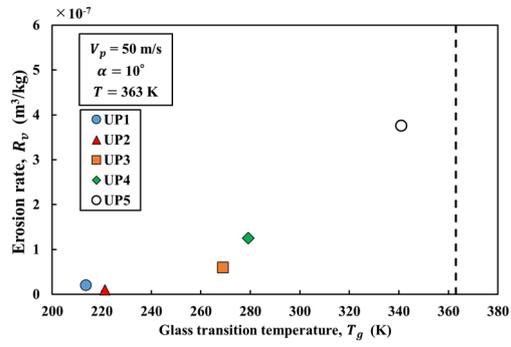
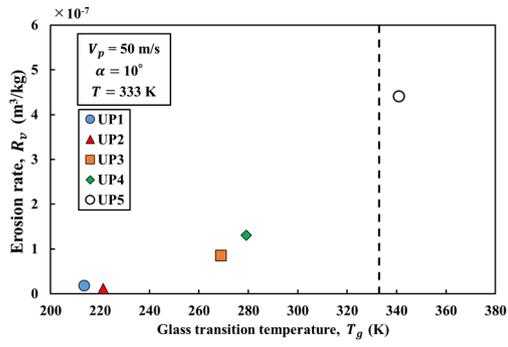
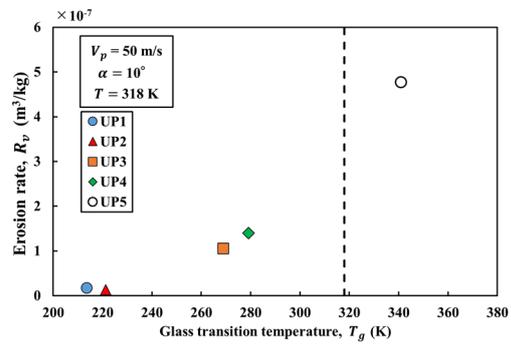
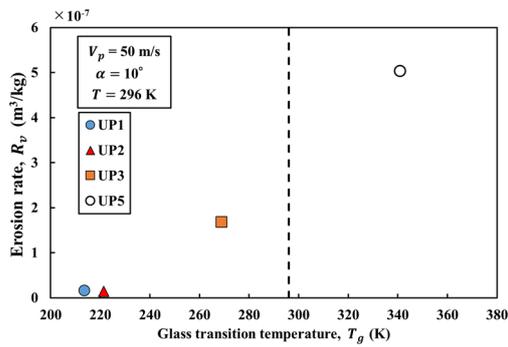
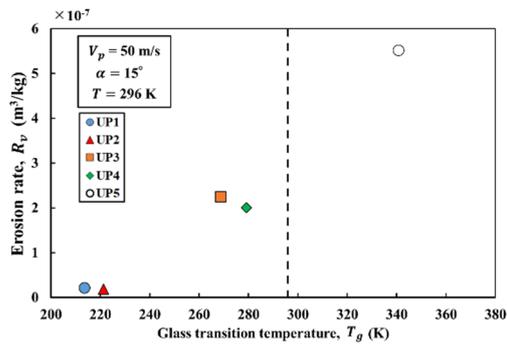
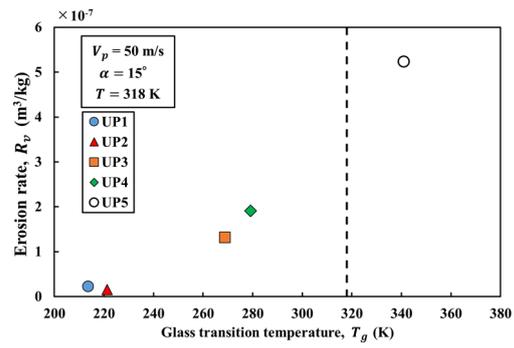


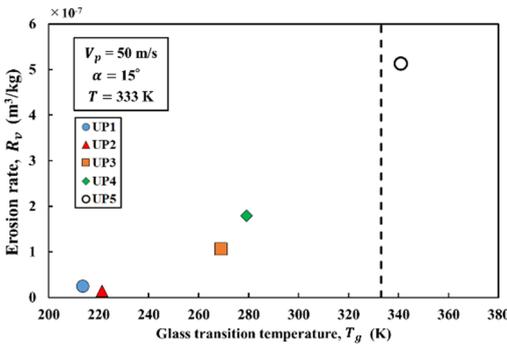
Fig. 4-36 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 10^{\circ}$).



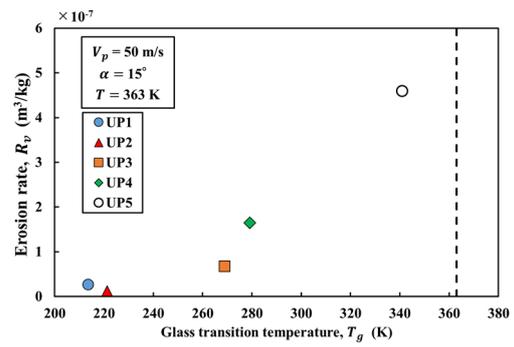
(a) $T = 296 \text{ K}$



(b) $T = 318 \text{ K}$



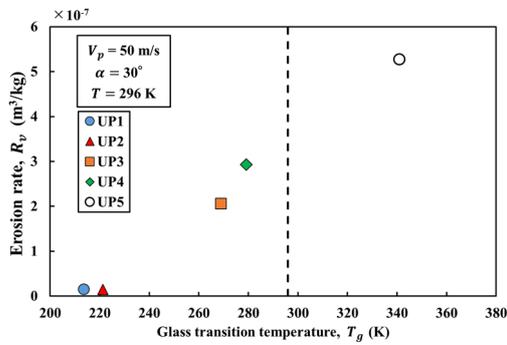
(c) $T = 333 \text{ K}$



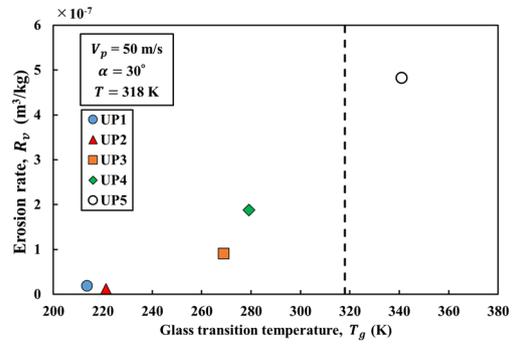
(d) $T = 363 \text{ K}$

Fig. 4-37 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v

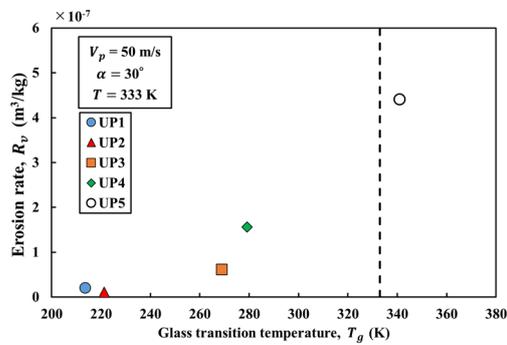
($V_p = 50 \text{ m/s}$, $\alpha = 15^\circ$).



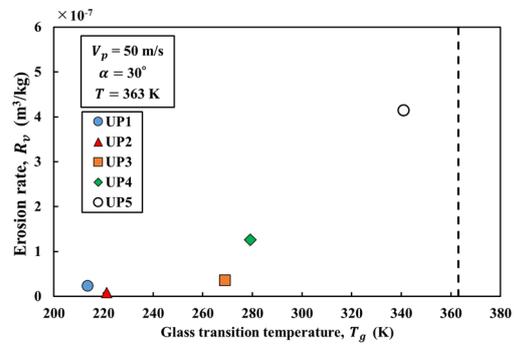
(a) $T = 296 \text{ K}$



(b) $T = 318 \text{ K}$



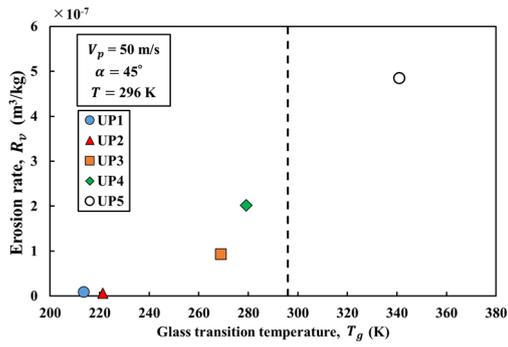
(c) $T = 333 \text{ K}$



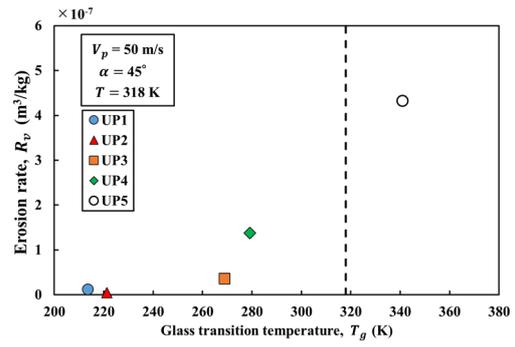
(d) $T = 363 \text{ K}$

Fig. 4-38 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v

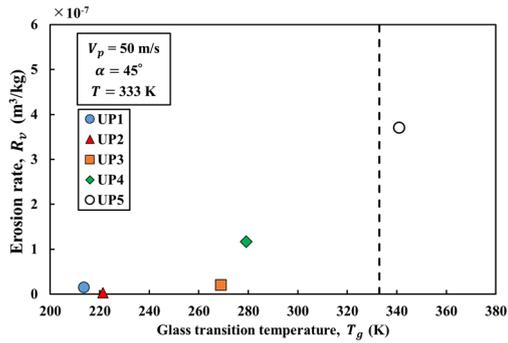
($V_p = 50 \text{ m/s}$, $\alpha = 30^\circ$).



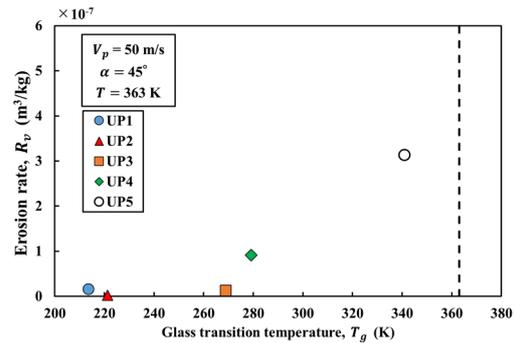
(a) $T = 296$ K



(b) $T = 318$ K

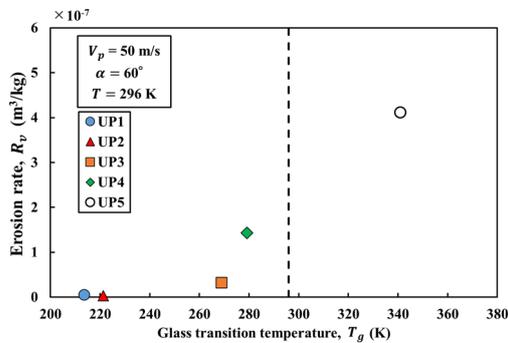


(c) $T = 333$ K

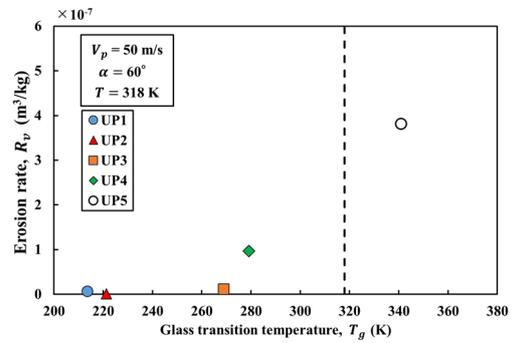


(d) $T = 363$ K

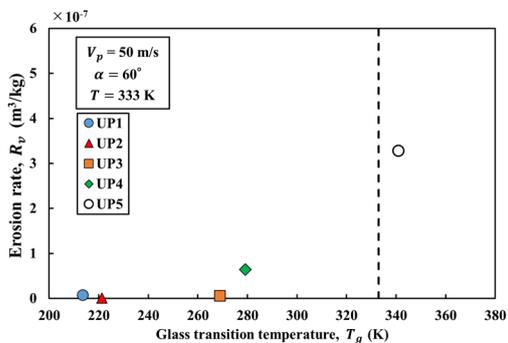
Fig. 4-39 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 45^\circ$).



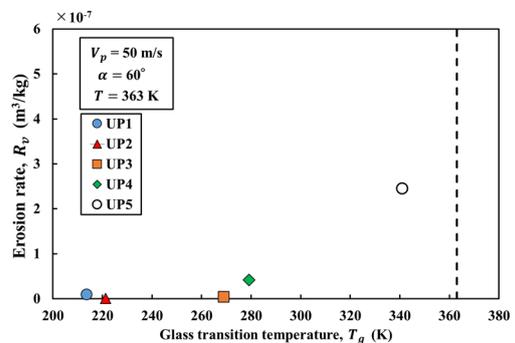
(a) $T = 296$ K



(b) $T = 318$ K



(c) $T = 333$ K



(d) $T = 363$ K

Fig. 4-40 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v ($V_p = 50$ m/s, $\alpha = 60^\circ$).

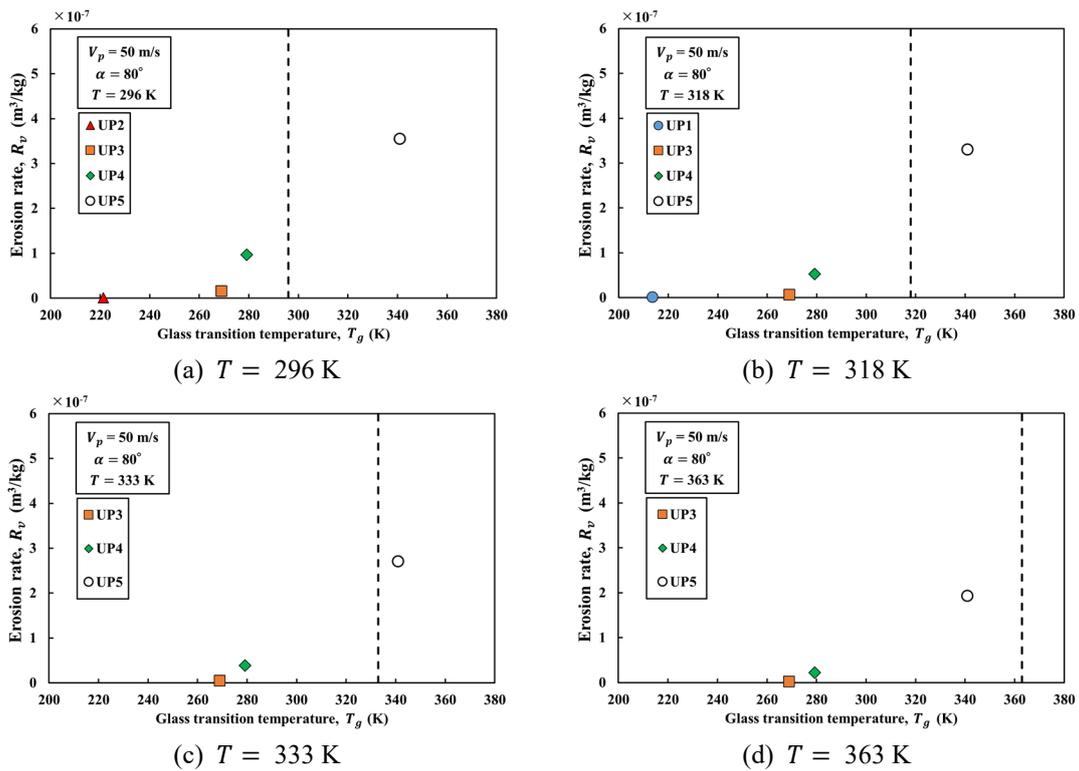
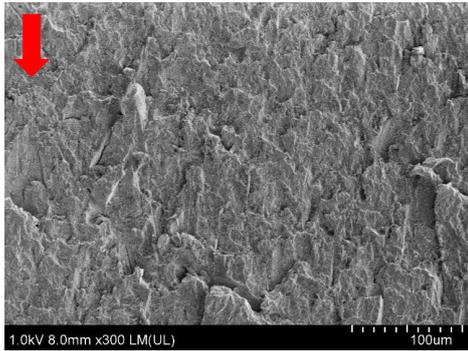


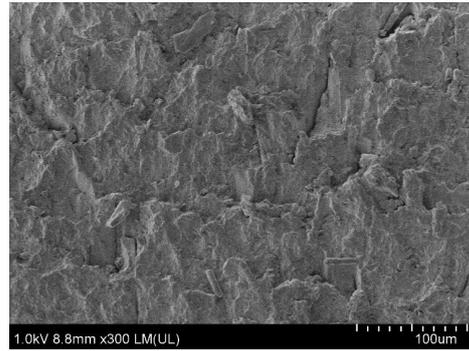
Fig. 4-41 Effect of glass transition temperature T_g on erosion rate R_v ($V_p = 50 \text{ m/s}$, $\alpha = 80^\circ$).

4.3.6 試験片の表面観察

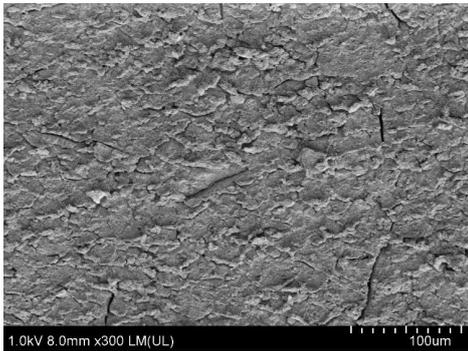
各試験材料の試験後の損傷面について、走査型電子顕微鏡（(株)日立ハイテクノロジーズ, SU-8020）を用いて表面観察した。 $V_p = 50 \text{ m/s}$ における各コーティング材およびCFRPのSEM画像をFig. 4-42～Fig. 4-47にそれぞれ示す。なお、図中の矢印は粒子の衝突方向を示している。 $\alpha = 15^\circ$ では切削痕や貫入した粒子が多く確認され、切削が支配的な損傷機構であることがわかった。 $\alpha = 60^\circ$ ではクラックの進展や、リップル状の塑性変形痕および掘り起こされたような損傷痕が確認され、粒子の繰り返し衝突によるクラックの進展による材料表面の脱離および塑性変形が支配的な損傷機構であると考えられる。また、 $T = 296 \text{ K}$ と $T = 333 \text{ K}$ の損傷表面を比較すると、昇温に伴い損傷痕の大きさが減少しており、耐サンドエロージョン性が向上していることもわかった。これは、昇温によりコーティング材がゴム状態に変態し、エネルギー吸収能が増加したことによって、損傷量が減少したためと考えられる。



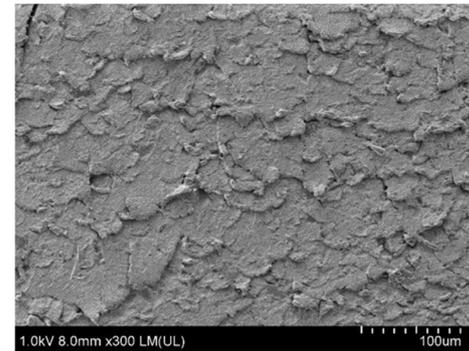
(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

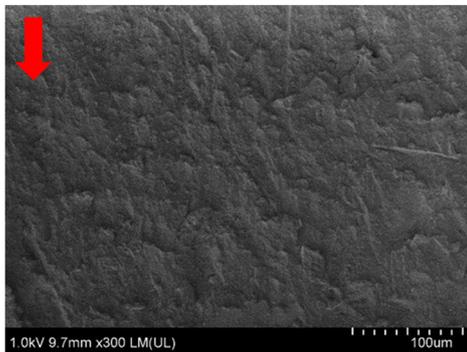


(c) $\alpha = 60^\circ$, $T = 296$ K

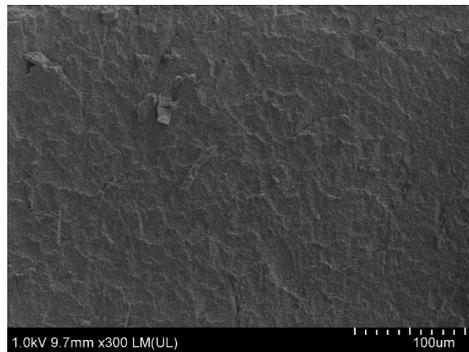


(d) $\alpha = 60^\circ$, $T = 333$ K

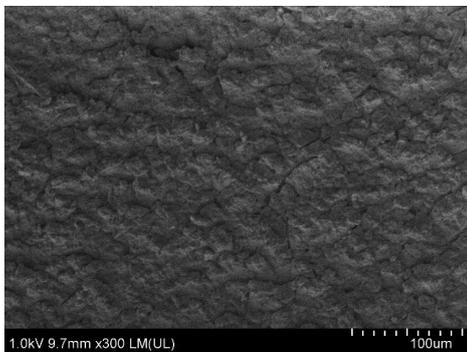
Fig. 4-42 SEM photographs of damaged surface (UP1).



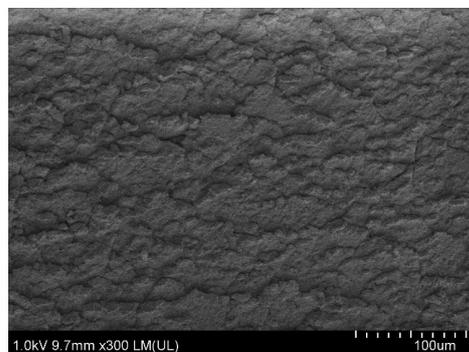
(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

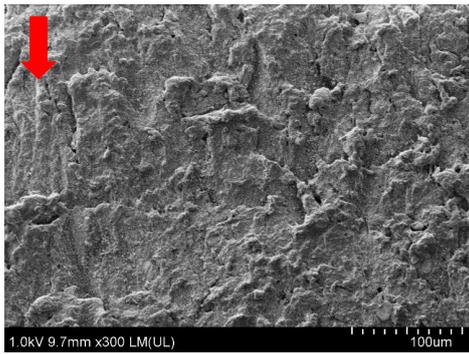


(c) $\alpha = 60^\circ$, $T = 296$ K

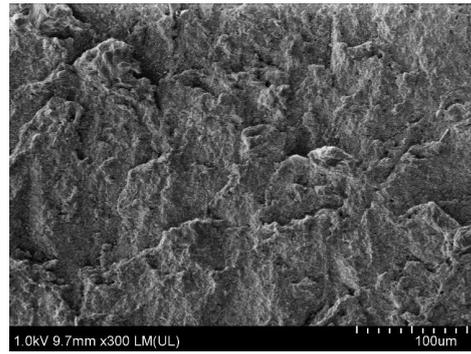


(d) $\alpha = 60^\circ$, $T = 333$ K

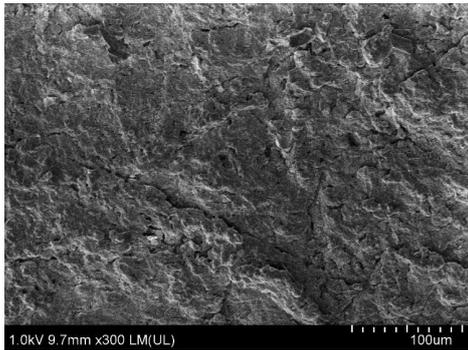
Fig. 4-43 SEM photographs of damaged surface (UP2).



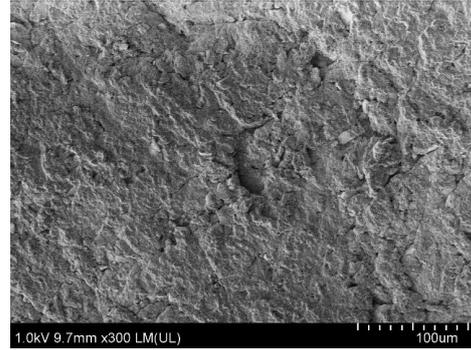
(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

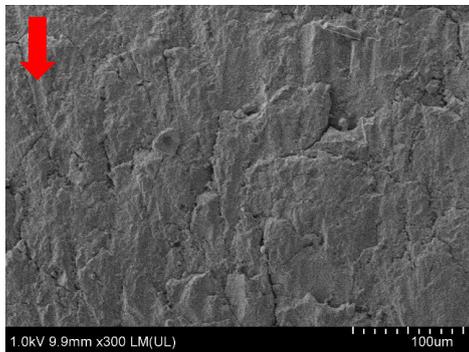


(c) $\alpha = 60^\circ$, $T = 296$ K

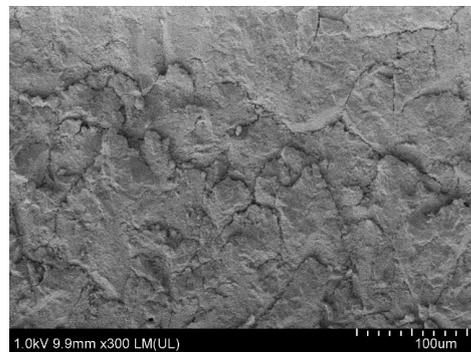


(d) $\alpha = 60^\circ$, $T = 333$ K

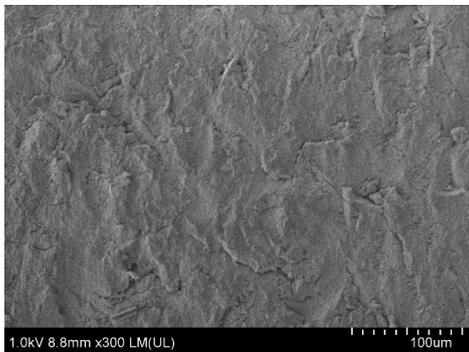
Fig. 4-44 SEM photographs of damaged surface (UP3).



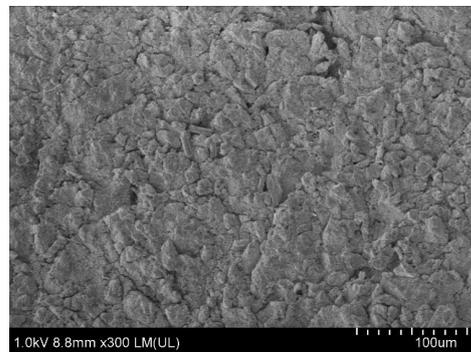
(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

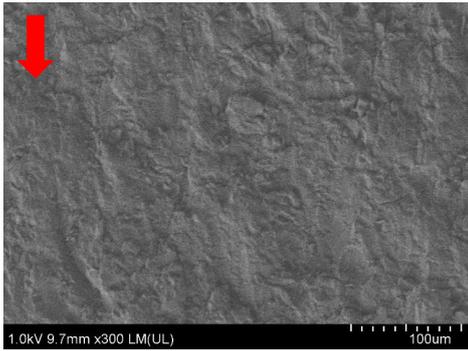


(c) $\alpha = 60^\circ$, $T = 296$ K

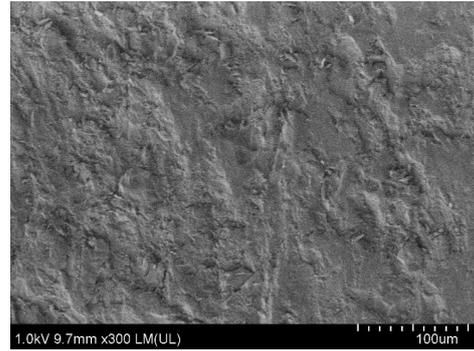


(d) $\alpha = 60^\circ$, $T = 333$ K

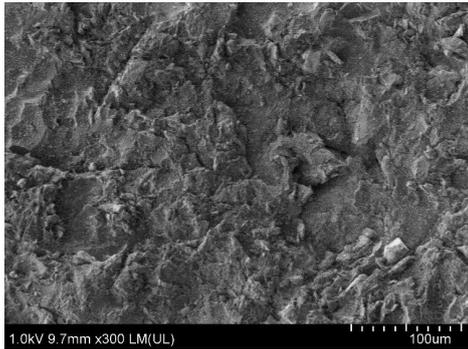
Fig. 4-45 SEM photographs of damaged surface (UP4).



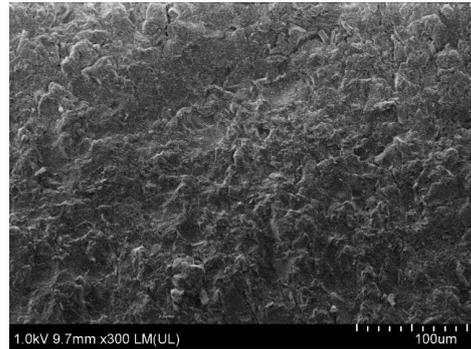
(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

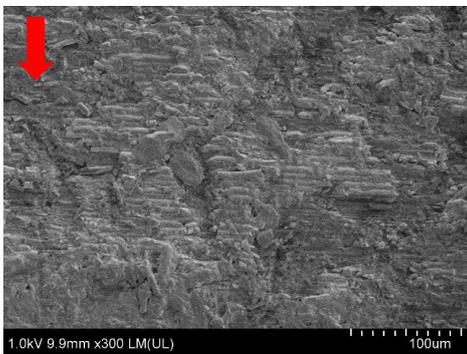


(c) $\alpha = 60^\circ$, $T = 296$ K

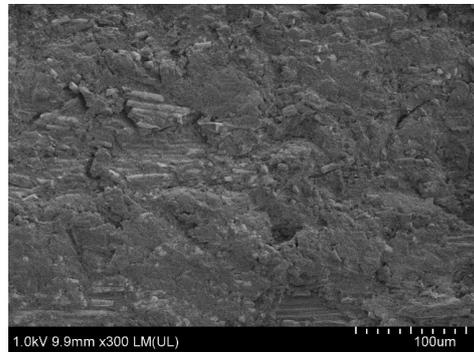


(d) $\alpha = 60^\circ$, $T = 333$ K

Fig. 4-46 SEM photographs of damaged surface (UP5).



(a) $\alpha = 15^\circ$, $T = 296$ K



(b) $\alpha = 15^\circ$, $T = 333$ K

Fig. 4-47 SEM photographs of damaged surface (CFRP).

4.4 CFRP およびポリウレタン系コーティング材の温度を考慮した 損傷量予測式の構築

第1章でも述べたサンドエロージョンにおける損傷量を表す代表的な Neilson-Gilchrist の式[11]を, 内山ら[6,7]は簡略化し, R_v を以下の式で定義した.

$$R_{v1} = K_1 V_p^n \cos^2 \alpha \sin m\alpha + K_2 V_p^n \sin^2 \alpha \quad (\alpha \leq \alpha_0) \quad (4-4-1)$$

$$R_{v2} = K_1 V_p^n \cos^2 \alpha + K_2 V_p^n \sin^2 \alpha \quad (\alpha \geq \alpha_0) \quad (4-4-2)$$

ここで, K_1 , K_2 および m は材料定数, α_0 は最大損傷角度である. さらに本研究では, 上式に基づき温度 T を考慮した修正式を検討した. 前記の通り, R_v と T の間には式(4-2)が成り立つことから, ある T における体積損傷速度 R_v' が基準温度 T_0 からの比で表せるものとし, K' を用いて以下の式が成り立つと仮定した.

$$R'_{v1} = \left(\frac{T}{T_0}\right)^{K'} (K_1 V_p^n \cos^2 \alpha \sin m\alpha + K_2 V_p^n \sin^2 \alpha) \quad (\alpha \leq \alpha_0) \quad (4-5-1)$$

$$R'_{v2} = \left(\frac{T}{T_0}\right)^{K'} (K_1 V_p^n \cos^2 \alpha + K_2 V_p^n \sin^2 \alpha) \quad (\alpha \geq \alpha_0) \quad (4-5-2)$$

本研究では, T_0 を 296 K (23°C) とした. 各コーティング材の K_1 , K_2 , m および α_0 を Table 4-4 に示す. K_1 および K_2 は, 実験値とのパラメータフィッティングから求めた. 式(4-5)の計算結果は, Fig. 4-13~Fig. 4-18 中に曲線にて示している. 得られた予測式は今後, 温度を考慮した CFRP およびポリウレタン系コーティング材のサンドエロージョンによる損傷量予測への応用が期待される. 式(4-5)を用いて計算した各コーティング材の各試験温度 T における損傷曲線を Fig. 4-48~Fig. 4-51 にそれぞれ示す. 本研究で対象としたコーティング材の中で, UP2 がすべての T および α において最も優れた耐サンドエロージョン性を示すことがわかった. 例えば, $T = 363$ K においては, CFRP に UP2 のコーティングを施した場合, 損傷速度は CFRP 単体よりも, $\alpha = 15^\circ$ で 89.5%の減少, CFRP の損傷速度が高い $\alpha = 60^\circ$ では 98.8%の減少となり, 極めて高い耐サンドエロージョン性を示すことがわかった.

これらを踏まえると, UP2 が最も耐サンドエロージョン性に優れたコーティング材であると考えられる. これは, UP2 がポリウレタ系のコーティング材であることが要因として考えられるが, ポリウレタ系が耐サンドエロージョン性に優れている原因については, 今後も継続して検討していく予定である.

Table 4-4 Constant on erosion rate equation.

Material	K_1	K_2	m	α_0 (deg.)
UP1	2.17×10^{-13}	1.12×10^{-15}	5.5	15
UP2	9.40×10^{-13}	1.01×10^{-15}	5.3	15
UP3	1.98×10^{-13}	6.87×10^{-15}	6.0	15
UP4	6.30×10^{-12} ~ 4.20×10^{-12}	1.50×10^{-12}	2.7	15 ~ 30
UP5	1.10×10^{-12}	7.51×10^{-13}	6.0	15
CFRP	2.57×10^{-12}	2.38×10^{-12}	1.1	60

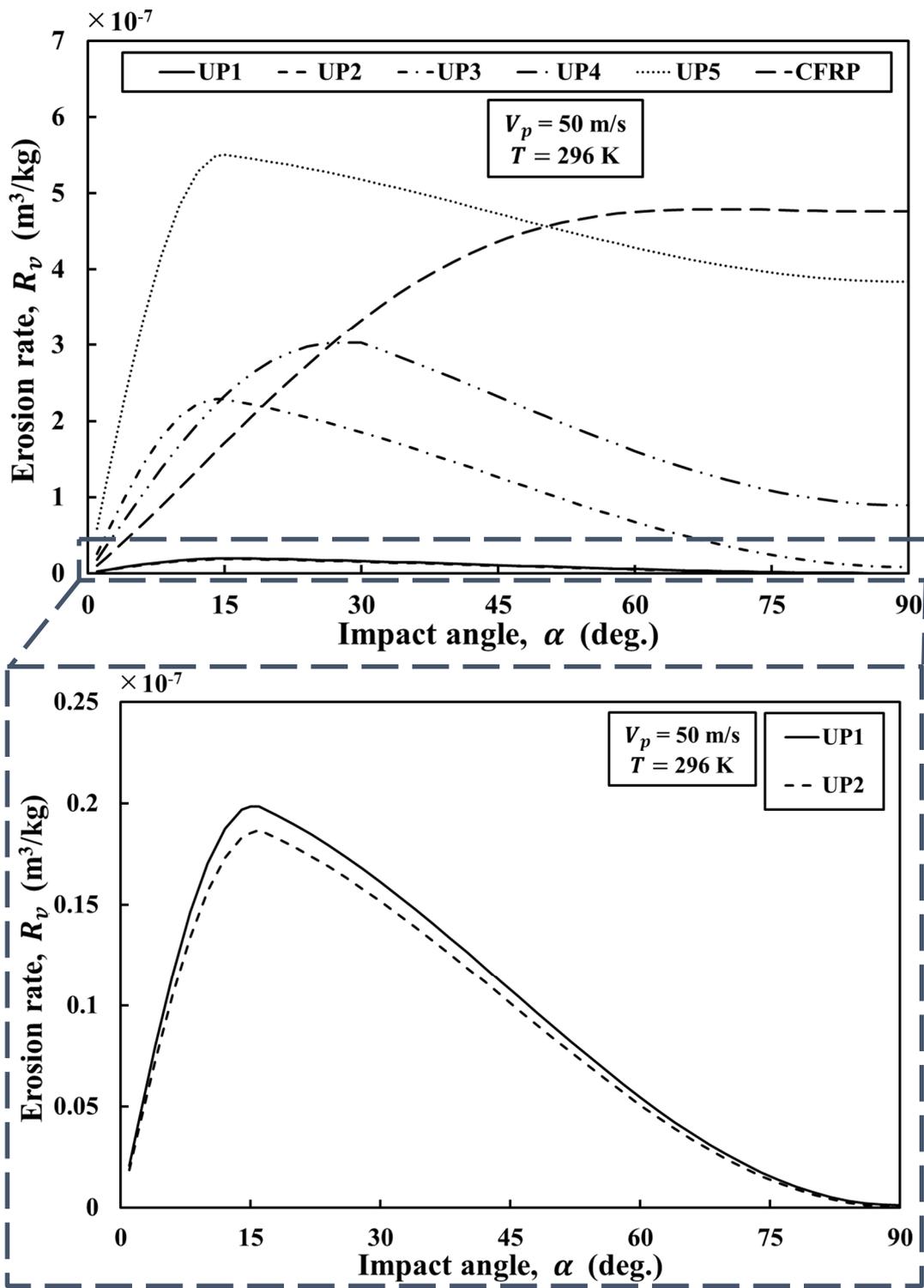


Fig. 4-48 Comparison of erosion rate R_v of coating material
 ($V_p = 50 \text{ m/s}$, $T = 296 \text{ K}$).

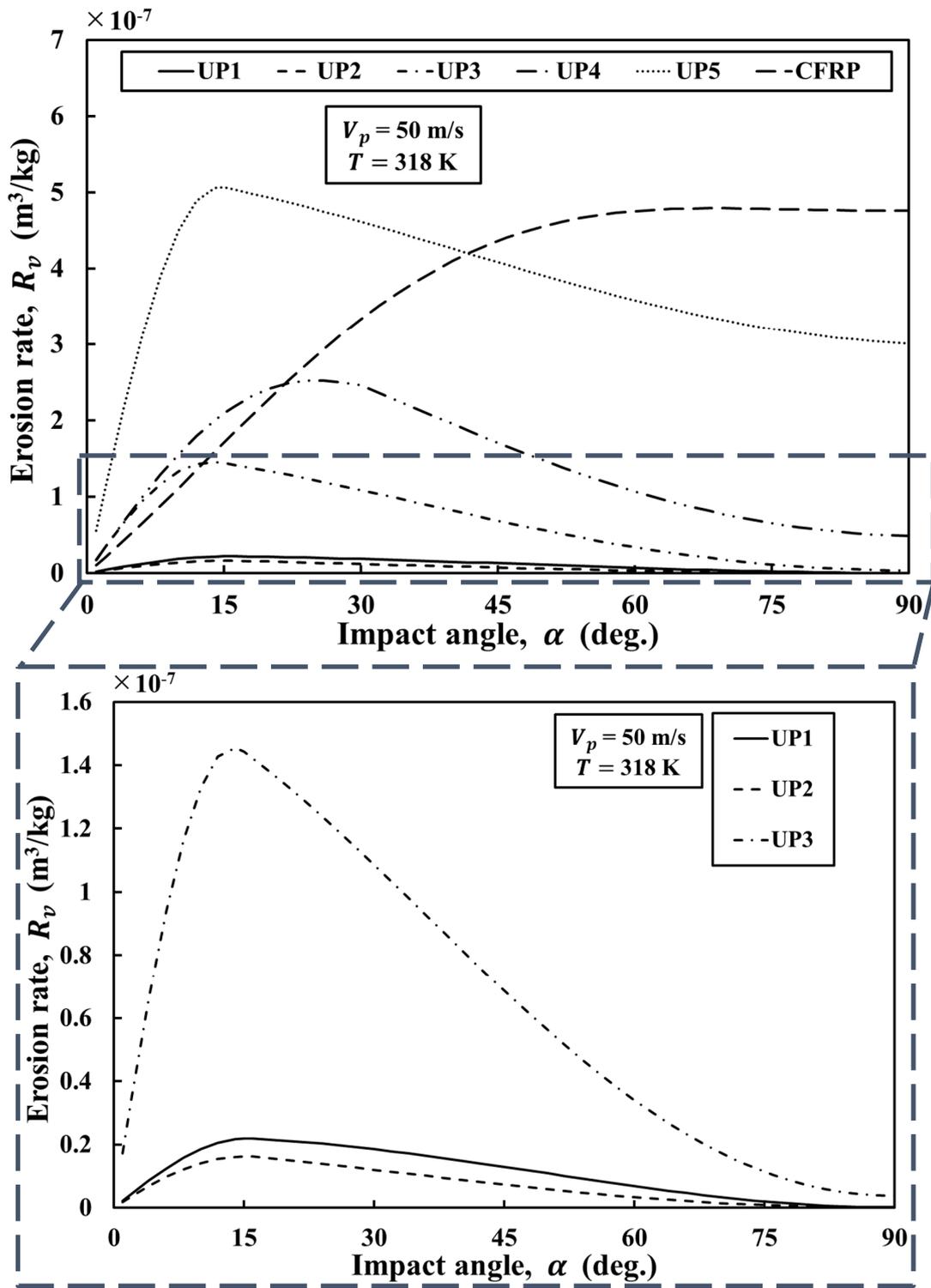


Fig. 4-49 Comparison of erosion rate R_v of coating material
 ($V_p = 50 \text{ m/s}$, $T = 318 \text{ K}$).

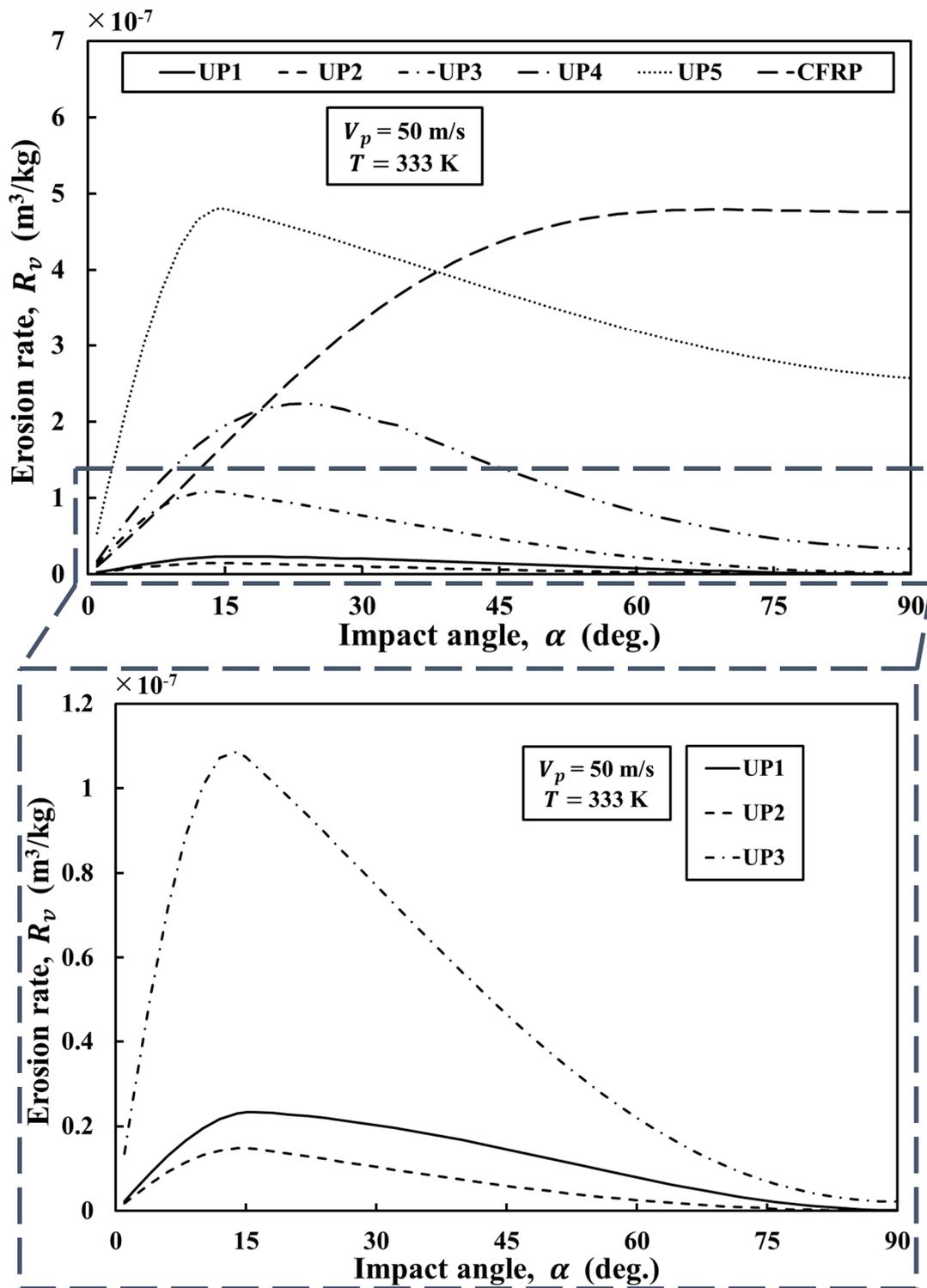


Fig. 4-50 Comparison of erosion rate R_v of coating material
($V_p = 50 \text{ m/s}$, $T = 333 \text{ K}$).

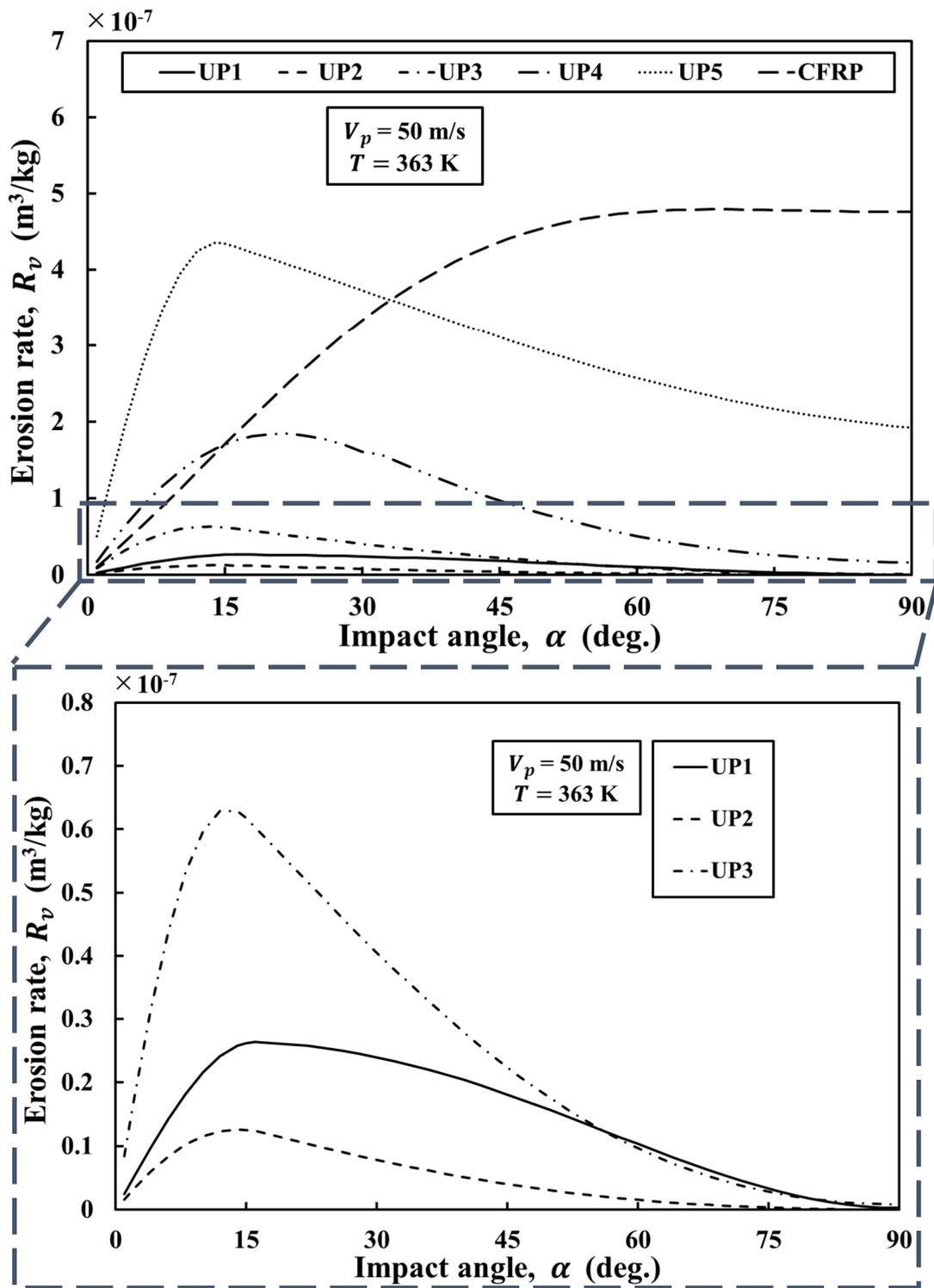


Fig. 4-51 Comparison of erosion rate R_v of coating material
($V_p = 50 \text{ m/s}$, $T = 363 \text{ K}$).

4.5 結言

本研究では、ガラス転移温度の異なる 5 種類のポリウレタン系材料を用いて CFRP にコーティングを施し、高温サンドエロージョン試験を行い、ポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性に及ぼす粒子の衝突速度、衝突角度および試験温度の影響を検討した。また、試験結果に基づき、内山らの損傷量予測式に温度の影響を考慮した修正式を検討した。

本研究の結果から、以下の結論が得られた。

- 1) コーティング材および CFRP に対する高温サンドエロージョン試験において、体積損傷速度 R_v と粒子の衝突速度 V_p の間にはべき乗則が成り立ち、各試験材料の V_p のべき数 n は試験温度 T の影響を受けない。
- 2) 各コーティング材に対する高温サンドエロージョン試験において、体積損傷速度 R_v は試験温度 T によって変化した。また、各コーティング材の R_v と T の間にはべき乗則が成り立ち、各コーティング材の試験温度 T のべき数 K' は衝突角度 α によって変化する。また、 K' と α の間には線形関係がある。
- 3) 各コーティング材のガラス転移温度 T_g と体積損傷速度 R_v の間には相関関係があり、試験片の表面温度が T_g よりも高いとき、すなわちコーティング材がゴム状状態であるときに高い耐サンドエロージョン性を示す。特に、本研究で対象としたコーティング材では、 T_g が低い UP2 がすべての試験温度 T および衝突角度 α において最も優れた耐サンドエロージョン性を示していたことから、使用環境に応じて適切な T_g を持つ材料を選定することが重要となる。
- 4) 温度の影響を考慮した CFRP およびポリウレタン系コーティング材の損傷量予測式を検討した。得られた予測式は今後、温度を考慮した CFRP およびポリウレタン系コーティング材のサンドエロージョンによる損傷量予測への応用が期待される。

参考文献

- 1) 柄澤秀親, 柴崎広樹, 糸日谷剛, 山下慎一郎, 新井和吉, CFRP 用ポリウレタン系コーティング材の高温サンドエロージョン, 材料, Vol.70, No.12, pp896-903, 2021.
- 2) H. Karasawa, H. Shibasaki, G. Itohiya, S. Yamashita and K. Arai, Sand Erosion of Polyurethane Coating Materials for CFRP at Elevated Temperature, Materials Transactions, Vol.63, No.7, pp.993-1000, 2022.
- 3) 松岡浩平, 大淵健郎, 新井和吉, CFRP 用コーティング材の耐サンドエロージョン性, 第 5 回日本複合材料会議 (JCCM-5) 講演集, 2A-10, 2014.
- 4) H. Ashrafizadeh, P. Mertiny and A. MacDonald, Evaluation of the effect of temperature on mechanical properties and wear resistance of polyurethane elastomers, Wear, Vol.368-369, pp.26-38, 2016.
- 5) H. Ashrafizadeh, P. Mertiny and A. MacDonald, Development of a finite element model to study the effect of temperature on erosion resistance of polyurethane elastomers, Wear, Vol.390-391, pp.322-333, 2017.
- 6) 内山直樹, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 三次元形状翼におけるサンドエロージョン予測, 第 55 回飛行機シンポジウム講演集, 1D14, 2017.
- 7) 内山直樹, 大淵健郎, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 二次元翼におけるサンドエロージョン予測, 航空宇宙技術, Vol.17, pp.277-283, 2018.
- 8) 腐食防食協会, エロージョンとコロージョン, 裳華房, pp.149, 1987.
- 9) 新井和吉, 津田健, 北条英光, 円柱まわりのスラリー流れによるプラスチックのエロージョン, 材料科学, Vol.24, No.2, pp.90-96, 1987.
- 10) 三友信夫, 津田健, サンドエロージョン損傷—衝突粒子性状の影響—, 粉体工学会誌, Vol.33, No.11, pp.862-867, 1996.
- 11) J. H. Neilson and A. Gilchrist, Erosion by a stream of solid particles, Wear, Vol.2, pp.111-122, 1968.

第5章 CFRP およびポリウレタン系コーティング材の三次元形状翼における サンドエロージョンの損傷量予測手法についての検討[1, 2]

5.1 緒言

第2章および第3章において、A7075-T7351 および4種類のチタン系材料の損傷量予測式を得た。本損傷量予測式によって、平板試験での損傷量の予測が可能となる。また、第2章において低速度領域のサンドエロージョン試験結果は低高速度領域に外挿できることを示した。

一方、内山ら[3]はアルミニウム合金(A7075-T7351)およびチタン合金(Ti-6Al-4V)平板へのサンドエロージョン試験を行い、また、FRGVを想定した三次元形状翼列の気流および固体粒子運動のCFD解析を行った。試験結果と数値解析を連成させることによってFEGV表面各位置の損傷量予測分布を算出し、FRGVの損傷量を予測する手法を提案した。平板試験結果と損傷量予測式から得られる予測値が良く一致しており、本予測手法の有用性を示した。つまり、平板試験の結果によって三次元形状翼の損傷量が予測できるということである。本手法は、金属材料だけでなく、他の材料にも適用できる可能性がある。

第4章において、CFRPおよび5種類のポリウレタン系材料に対して高温環境下でのサンドエロージョン試験を行い、CFRPおよびポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性について検討した結果、以下の結論を得た。

- 1) コーティング材およびCFRPの体積損傷速度 R_v と衝突速度 V_p の間にはべき乗則が成り立つ。また、各材料の V_p のべき数 n は温度 T の影響を受けない。
- 2) コーティング材の R_v と試験温度 T の間には、 V_p と同様にべき乗則が成り立つ。また、コーティング材の T のべき数 K' と衝突角度 α の間には線形関係がある。

これらを踏まえ、本章では、内山ら[3]の提案した損傷量予測手法がCFRPおよびポリウレタン系コーティング材にも適用できるか検討した。第4章での試験結果に基づき、高温環境下でのCFRPおよびポリウレタン系コーティング材の寿命予測の手法について検討した。FEGVに対してCFD解析を行い、翼各位置における温度と粒子衝突因子(衝突速度、衝突角度、衝突密度係数)を求め、平板試験から得られた損傷量予測式と組み合わせることで、CFRPおよびポリウレタン系コーティング材をFEGVに適用した際の損傷量を予測した。さらに、実際にFEGVへコーティングを施工する際のコーティング膜厚を決定する設計式を検討した。

5.2 数値解析手法

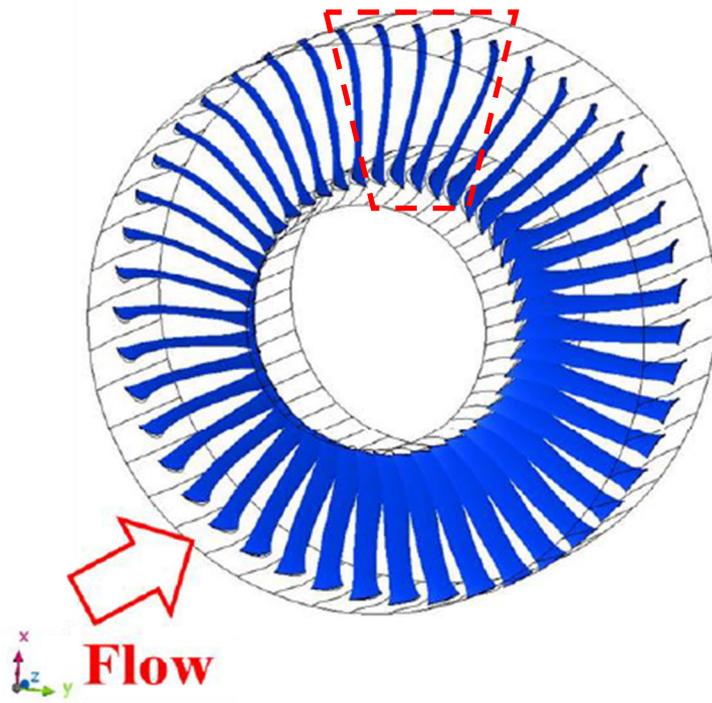
内山らの予測手法[3]に基づき、FEGVに温度の影響を考慮した損傷量予測について検討した。まず、非構造格子熱流体解析ソフト((株)ソフトウェアクレイドル, SCRYU/Tetra)を用いて、FEGVの翼周りの気流について流体解析を行った。流れが十分に発達し、気流が定常状態に達した後、翼表面の温度分布を算出した。ついで、翼上流部に固体衝突粒子を生

成し粒子挙動解析を行い、翼の表面各位置における粒子衝突因子（衝突速度，衝突角度，衝突密度係数）を求めた。これらの数値解析から得られた温度および粒子衝突因子を，前述の式（4-5）に代入することで，翼の表面各位置における損傷量分布を予測した。

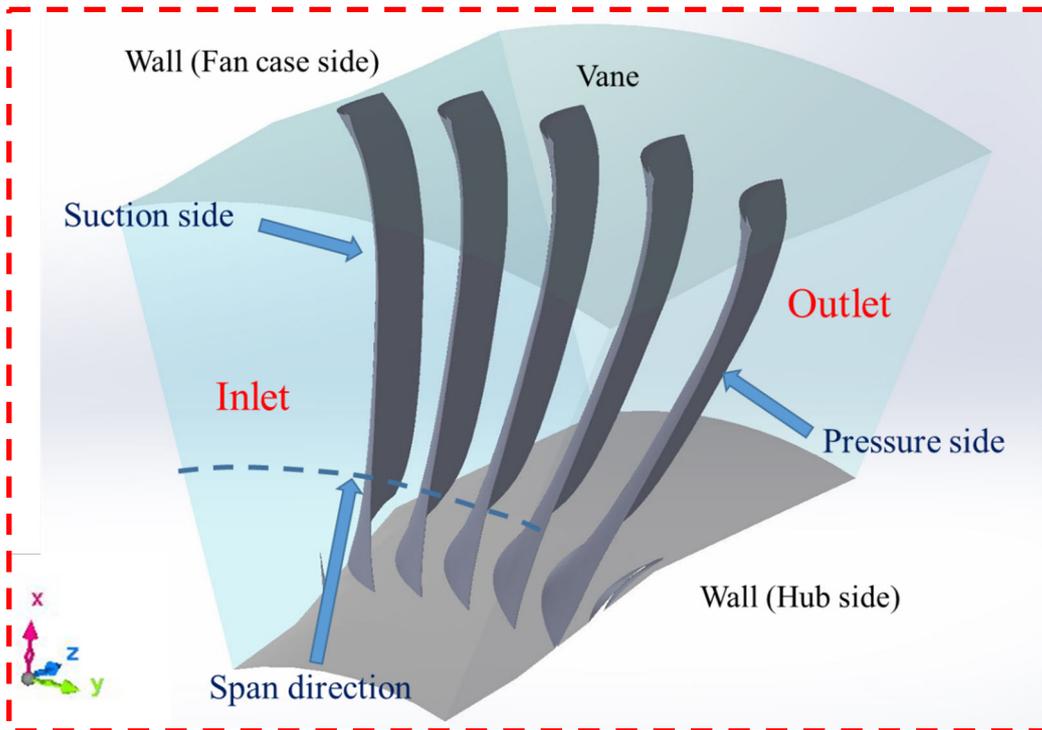
5.3 数値解析条件

5.3.1 流体解析

数値解析モデルを Fig. 5-1 に示す。解析モデルには，エンジンのバイパス部および FEGV を模擬し，ピッチ数は 5 ピッチとし，モデル側面には周期境界条件を規定した。三次元圧縮性乱流場とし，ナビエ・ストークス方程式，連続の式およびエネルギー式を用いて定常解析を行った。離散化は有限体積法を用い，乱流モデルには Spalart-Allmaras モデルを用いた。流入面にはスパン方向に全圧，全温，流入角度を円筒座標系で規定し，流出面には静圧を規定した。FEGV およびハブとチップ側の壁面にはノンスリップ境界を規定し，断熱とした。



(a) Bypass section of turbofan engine[3]



(b) five pitches numerical model

Fig. 5-1 Image of numerical model and analysis area[3].

5.3.2 粒子挙動解析

粒子挙動の解析は、ラグランジュ法を用いて非定常解析にて計算した。衝突粒子は球形アルミナ粒子を模擬し、平均粒径 $290 \mu\text{m}$ 、密度は $3,980 \text{ kg/m}^3$ とした。粒子は流入面に $500 \mu\text{m}$ 間隔で生成し、初速度は気流の速度と同一とした。粒子の挙動は気流に影響しないものとし、粒子の衝突は一度目の衝突についてのみ検討した。解析結果から、内山ら[3]と同様に翼の表面各位置における粒子衝突因子である衝突速度 V_p 、衝突角度 α および衝突密度係数 η を求めた。 η は粒子の衝突頻度を表す値であり[3-6]、以下の式から算出した。

$$\eta = \frac{S_1}{S_2} \quad (5-1)$$

ここで、Fig. 5-2 に示すように、 S_1 は粒子の生成位置において隣接する 3 点の粒子がなす面積、 S_2 は粒子の衝突位置において S_1 を形成した 3 点の粒子がなす面積である。

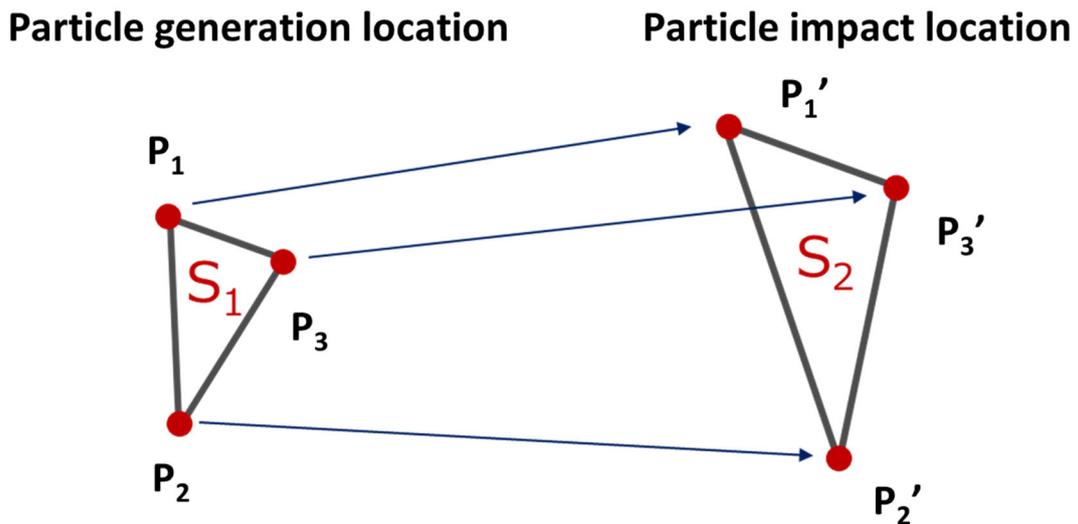


Fig. 5-2 Schematic diagram of striking efficiency η .

5.4 数値解析結果

FEGV 表面の温度分布の解析結果を Fig. 5-3 に示す. Fan case side および前縁部の温度が高かった. FEGV の Pressure side における衝突速度 V_p/\overline{U}_0 , 衝突角度 α および衝突密度係数 η の分布を Fig. 5-4 に示す. なお, 図中の黒色の領域は粒子が衝突していない領域であり, 衝突速度 V_p/\overline{U}_0 は粒子速度 V_p を流入面平均気流速度 \overline{U}_0 で除した値である. 本研究では, \overline{U}_0 を標準大気中の音速の約 1/2 である 160 m/s と仮定した. V_p/\overline{U}_0 は翼の Hub side で大きく, また, α は翼前縁部および後縁部で大きいことがわかった. さらに, η は大きいほど単位面積当たりの粒子衝突頻度が高いことを表していることから, Hub side の後縁側で粒子の衝突頻度が大きいことがわかった.

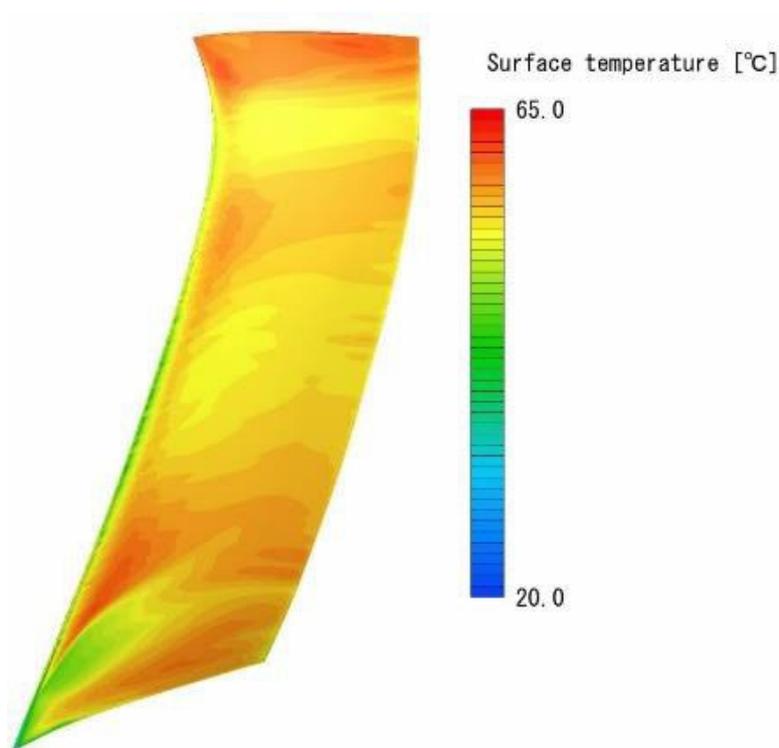
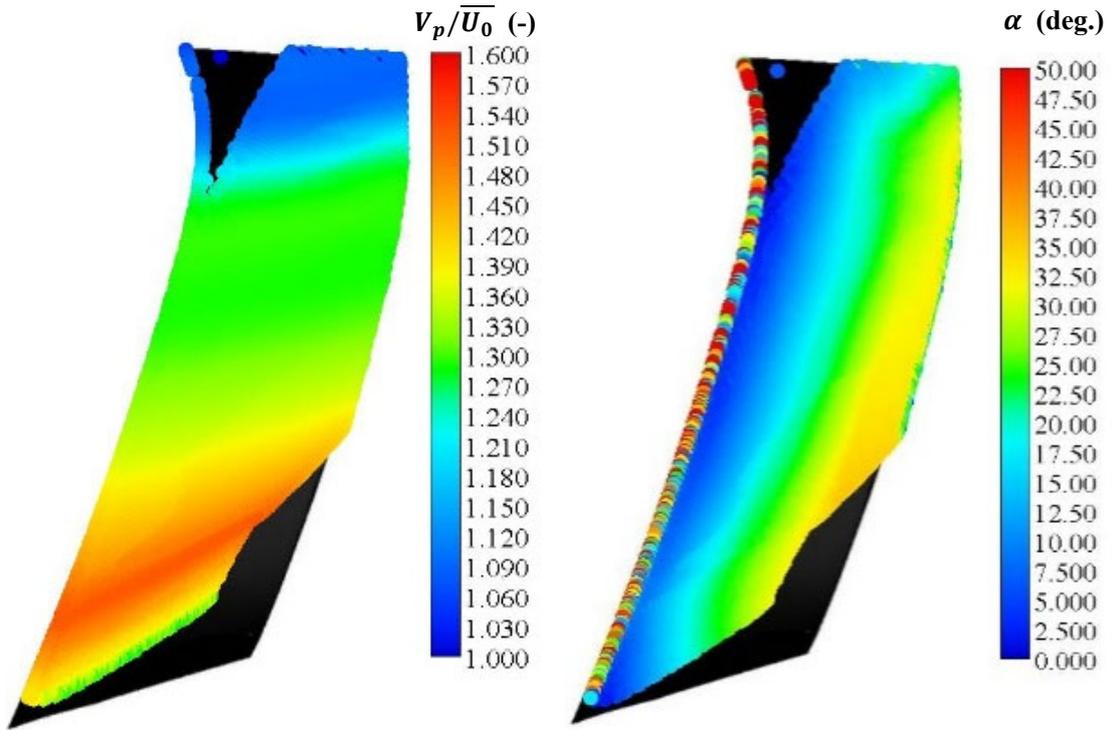
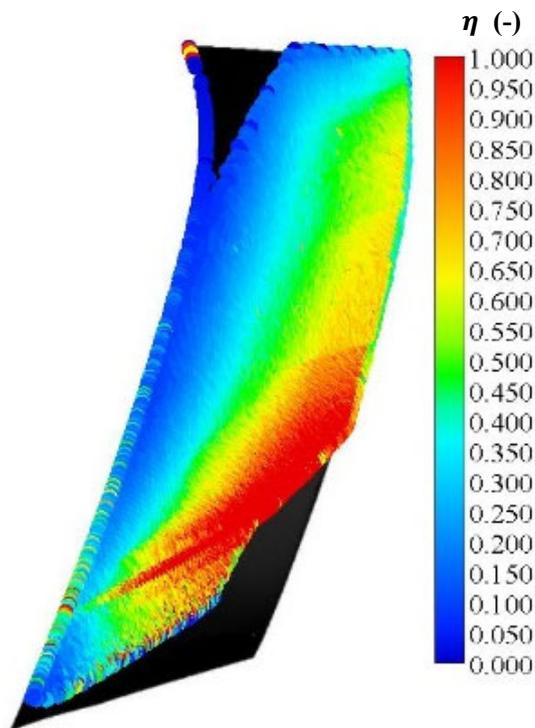


Fig. 5-3 Surface temperature on FEGV.



(a) Impact velocity V_p/\overline{U}_0

(b) Impact angle α



(c) Striking efficiency η

Fig. 5-4 Impact velocity V_p/\overline{U}_0 , impact angle α and striking efficiency η on FEGV.

5.5 CFRP およびコーティング材を適用した FEGV の損傷量予測

数値解析から得られた翼表面の各位置の温度，衝突速度および衝突角度を式 (4-5) に代入することで，その位置における翼の体積損傷速度 R_v' が求まる．さらに，翼の表面の各位置によって衝突密度係数 η が異なることから，その位置の η を用いて，その位置の体積損傷速度 R_v'' を以下の式から求めることができる[3]．

$$R_v'' = \eta R_v' \quad (5-2)$$

なお，第2章での結果を踏まえ，本研究では低衝突速度域（30～50 m/s）での試験結果を高衝突速度領域へ外挿して損傷量を予測した．

FEGV の材質を CFRP 単体とした場合と，CFRP に UP2 をコーティングした場合の，Pressure side 表面の各位置における R_v'' の分布を Fig. 5-5 に示す．CFRP にポリウレタン系コーティングを施すことによって， R_v'' を大幅に減少することができる，すなわち，耐サンドエロージョン性を大きく向上させることができることがわかった．また， R_v'' は Hub side の後縁側で高いなど， η の分布と同様の傾向を示していることから，FEGV 翼表面の R_v'' には η が大きな影響を及ぼしているものと考えられる．

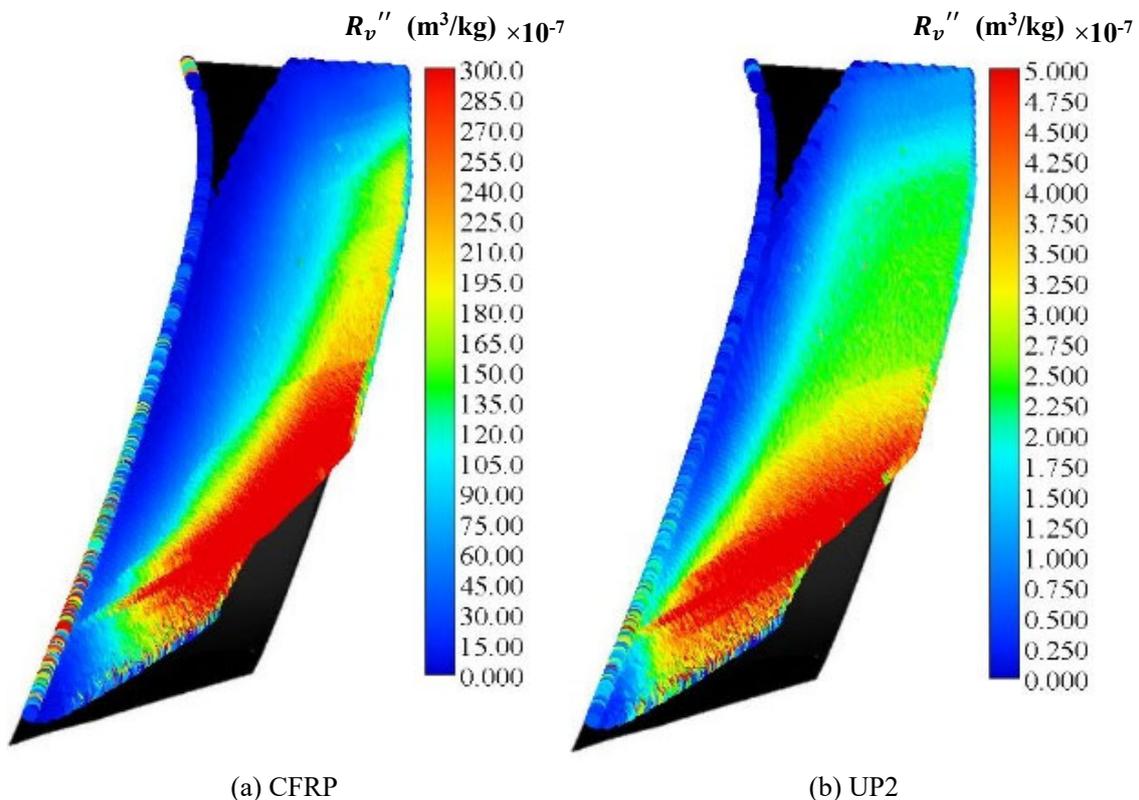


Fig. 5-5 Comparison of erosion rate R_v'' of CFRP and UP2 on FEGV.

5.6 コーティング材の膜厚設計式の構築

実際にコーティング材をサンドエロージョン環境で用いる際には、その損傷量に応じて適切な膜厚のコーティングを施す必要がある。本研究では FEGV に UP2 を適用し、航空機に搭載された場合を想定し、コーティング材の膜厚を決定する設計式を検討した。

本検討における模式図を Fig. 5-6 に示す。ある単位時間 t (s) に翼の微小損傷面積 S (m²) に衝突する粒子質量 M (kg) は、翼上流における気流中の粒子濃度 C_v (kg/m³) と流速 V (m/s) から、衝突密度係数 η を用いて次式で表すことができる。

$$M = \eta S C_v V t \quad (5-3)$$

また、微小損傷面積 S 内で衝突角度は一定とすると、体積損速度 R_v' は微小損傷面積 S と損傷面の平均深さ Δh (m) から次式となる。

$$R_v' = \frac{S \Delta h}{M} \quad (5-4)$$

式 (5-3) および (5-4) から、

$$R_v' = \frac{S \Delta h}{\eta S C_v V t} = \frac{\Delta h}{\eta C_v V t} \quad (5-5)$$

となり、よって、粒子衝突により生じる単位時間当たりの損傷深さ $\frac{\Delta h}{t}$ (m/s) は、

$$\frac{\Delta h}{t} = \eta R_v' C_v V = R_v'' C_v \quad (5-6)$$

と表すことができる。

JIS W4601「航空ターボジェットエンジンおよびターボファンエンジン通則」[7]では、エンジン性能のサンドエロージョンに関する加速試験が規定されており、この規定における条件を参考に、 $C_v = 53 \text{ mg/m}^3$ 、 $t = 10 \text{ hour}$ 、 $V = 1000 \text{ km/h}$ と仮定する。コーティング材として UP2 を用いた場合、Fig. 5-5 (b) から Hub side 後縁側で最も R_v'' が大きく (約 $5.0 \times 10^{-7} \text{ m}^3/\text{kg}$)、したがって、この場所で最も厚いコーティングが必要であり、式 (5-6) から、その最小厚さ Δh は、約 0.27 mm と求めることが可能となる。

平板試験の結果によって三次元形状翼の損傷量を予測する本手法が、金属材料だけでなく、ポリウレタン系コーティング材という高分子材料や CFRP という複合材料にも適用で

きることが明らかになったため、本手法が材料一般に対し幅広く適用可能であると考えられる。さらに、提案したコーティング材の膜厚の設計式によって、低速度領域における平板試験の結果を使うことで、実機での高速度領域の損傷量を予測することが可能となる。これは、実際の翼の製造において非常に有益な知見になりうると考えている。

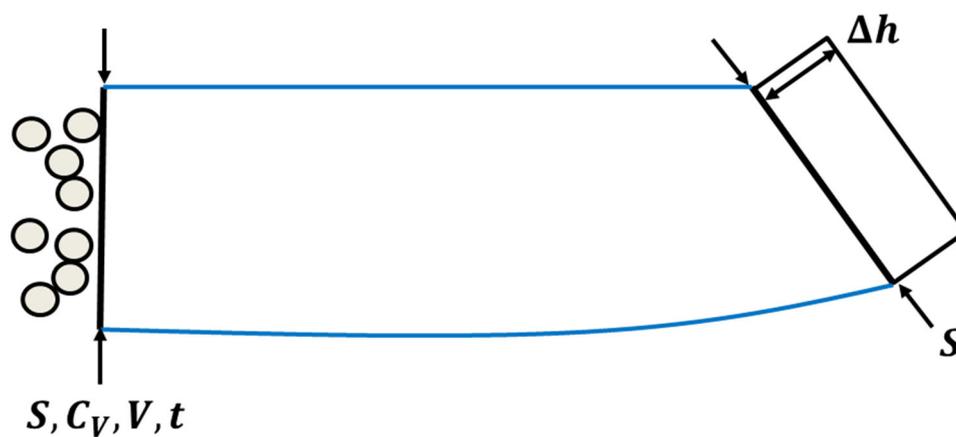


Fig. 5-6 Schematic diagram of the coating material thickness design equation.

5.7 結言

第4章での試験結果に基づき、FEGV に対して CFD 解析を行い、翼各位置における温度と粒子衝突因子（衝突速度，衝突角度，衝突密度係数）を求め、平板試験から得られた損傷量予測の修正式と組み合わせることで、ポリウレタン系コーティング材を FEGV に適用した際の損傷量を予測した。また、実際に FEGV へコーティングを施工する際のコーティング膜厚を決定する設計式を検討した。

本研究の結果から、以下の結論が得られた。

- 1) CFRP およびポリウレタン系コーティング材の損傷量予測式をもとに、CFD 解析を用いて FEGV に衝突する粒子衝突因子を求め、FEGV 各位置における損傷量を予測した。その結果、Hub side 後縁側で損傷量が大きい結果となったことから、衝突の頻度を示す衝突密度係数 η が大きく影響していると考えられる。また、FEGV において CFRP に UP2 を適用した場合、CFRP 単体と比較して最大で約 1/60 となり、高い耐サンドエロージョン性が示された。
- 2) コーティング膜厚の設計式を構築し、FEGV に対して UP2 を適用した際の膜厚を計算した結果、Hub side 後縁部で最も厚い膜厚が必要となり、その最小膜厚は約 0.27mm であった。

参考文献

- 1) 柄澤秀親, 柴崎広樹, 糸日谷剛, 山下慎一郎, 新井和吉, CFRP用ポリウレタン系コーティング材の高温サンドエロージョン, 材料, Vol.70, No.12, pp896-903, 2021.
- 2) H. Karasawa, H. Shibasaki, G. Itohiya, S. Yamashita and K. Arai, Sand Erosion of Polyurethane Coating Materials for CFRP at Elevated Temperature, Materials Transactions, Vol.63, No.7, pp.993-1000, 2022.
- 3) 内山直樹, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 三次元形状翼におけるサンドエロージョン予測, 第55回飛行機シンポジウム講演集, 1D14, 2017.
- 4) 内山直樹, 大淵健郎, 林亮輔, 榎友謹, 室岡武, 新井和吉, 二次元翼におけるサンドエロージョン予測, 航空宇宙技術, Vol.17, pp.277-283, 2018.
- 5) 新井和吉, 富田恭弘, 津田健, 北条英光, くさび形試験片まわりのスラリ一流れとプラスチックのエロージョン損傷, 化学工学論文集, Vo.14, No.2, pp.216-222, 1988.
- 6) 北条英光, 津田健, 新井和吉, スラリ一流れによる高分子材料のエロージョン損傷—粒子衝突速度ならびに角度の影響—, 材料, Vol.41, No.464, pp.612-617, 1992.
- 7) JIS W4601:1996, 航空ターボジェットエンジンおよびターボファンエンジン通則.

第6章 結論

本研究では本航空機用材料を対象にサンドエロージョンに関する種々の研究を行った。各章で得られた結果を今一度総括する。

第2章では、低速度領域のサンドエロージョン試験結果を高速度領域に外挿できるのかを目的に検討した。航空機用構造材料として多用されているアルミニウム合金 (A7075-T7351) と、航空機エンジンのファンブレードに多用されているチタン合金 (Ti-6Al-4V) を対象とし、低速度から高速度領域にわたるサンドエロージョン試験を行い、得られた結果からこれら材料の損傷機構を解明することを通じ、前記の目的が達せられるか検討した。まず、一段式軽ガスガンを用い、高速度領域におけるサンドエロージョン試験法と損傷量算出法を検討した。ついで、2種類のサンドブラスト型試験装置を用いて低速度領域の、一段式軽ガスガンを用いて高速度領域のサンドエロージョン試験を行い、粒子衝突によって発生した衝突痕深さおよび長さから、サンドエロージョンの損傷機構に及ぼす粒子の衝突速度の影響について、低速度から高速度領域にわたって検討した。さらに、岡らの損傷量予測式に基づき、これらの材料の低速度から高速度領域にわたる損傷速度に及ぼす粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式の構築について検討した。その結果は、以下の3点に集約される。

- 1) 高速度領域におけるサンドエロージョン試験において、体積損傷速度 R_v はクレーター体積 V_c からリップ体積 V_L を減じた体積 ($V_c - V_L$) を用いて算出する方法が妥当である。
- 2) A7075-T7351 および Ti-6Al-4V とともに、体積損傷速度 R_v は低速度領域では低衝突角度側で、高速度領域では高衝突角度側で大きくなった。これは、低速度領域では切削による損傷が、高速度領域では変形による損傷が支配的なためである。また、Ti-6Al-4V の R_v は A7075-T7351 の約 1/2 となり、Ti-6Al-4V は A7075-T7351 よりも耐サンドエロージョン性に優れる。
- 3) 岡らのモデル式を用いて損傷量予測式を構築し、低速度から高速度領域にわたる体積損傷速度 R_v の予測式を得ることができた。得られた予測式は今後、高速度領域におけるサンドエロージョンの損傷量予測への応用が期待される。

これらの結果を踏まえると、低速度領域のサンドエロージョン試験結果は高速度領域に外挿できるという結論が得られ、目的は達せられたと考えられる。

第3章では、航空機用材料として一般的に広く用いられている Ti-6Al-4V 以外の3種類のチタンおよびチタン合金に対してサンドエロージョン試験を行い、チタンおよびチタン合金の耐サンドエロージョン性を比較した。また、試験結果を踏まえ、岡らの損傷量予測式に基づき、粒子の衝突速度および衝突角度の影響を与える損傷量予測式を構築し、チタンおよびチタン合金のサンドエロージョンによる損傷機構について検討した。また、サンドエロージョン試験に加え、3種類のチタンおよびチタン合金に対して軟体衝突試験を行い、サンドエロージョン試験と軟体衝突試験から、チタンおよびチタン合金のひずみ速度

依存性について検討し、Ti-6Al-4V と同等の性能をもつチタン系材料が存在するのかを調査した。その結果は、以下の4点に集約される。

- 1) サンドエロージョン試験で対象としたチタンおよびチタン合金の中で、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al の体積損傷速度 R_v が最も小さい。また、サンドエロージョンによる切削や変形に対し総合的に優れている。すなわち、サンドエロージョン試験で対象としたチタンおよびチタン合金の中で、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も耐サンドエロージョン性に優れた材料である。
- 2) 岡らの損傷量予測式をもとにチタンおよびチタン合金の損傷量予測式を検討し、体積損傷速度 R_v の予測式を得ることができた。得られた予測式は今後、チタンおよびチタン合金のサンドエロージョンによる損傷量予測への応用が期待される。
- 3) サンドエロージョン試験に加え軟体衝突試験を行ったところ、同一の板厚当たりの飛翔体の運動エネルギー E_t の場合、飛翔体の衝突点に発生する試験片の変形量は Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V とでほぼ同等であった。すなわち、衝突点の変形において、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V とでは耐軟体衝突性能がほぼ同等であるといえる。
- 4) Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al と Ti-6Al-4V において、衝突点の塑性変形が始まる E_t がほぼ同等であった理由は、そのエネルギーにおける2種類の材料の降伏応力 σ_y がひずみ速度依存性の影響によってほぼ等しくなったためと考えられる。また、Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が最も耐サンドエロージョン性に優れた理由も、ひずみ速度依存性の影響によって σ_y が大きかったためと推測できる。

これらの結果を踏まえると、本研究の衝突速度範囲では、チタン系材料の中でも Ti-15V-3Cr-3Sn-3Al が Ti-6Al-4V とほぼ同等の優れた異物衝突性能をもつ材料であると考えられる。本結果を踏まえ、今後航空機用材料として幅広く用いられることが期待される。

第4章では、CFRP およびガラス転移温度の異なる5種類のポリウレタン系コーティング材の高温環境下での耐サンドエロージョン性について検討した。平板のCFRP にコーティングを施し、それらの高温サンドエロージョン試験を行い、高温環境下におけるCFRP およびポリウレタン系コーティング材の耐サンドエロージョン性について検討した。また、試験結果に基づき、内山らの損傷量予測式に温度の影響を考慮した修正式を構築した。その結果は、以下の4点に集約される。

- 1) 高温環境下において、コーティング材およびCFRP の体積損傷速度 R_v と衝突速度 V_p の間にはべき乗則が成り立ち、各試験材料の R_v のべき数 n は試験温度 T の影響を受けない。また、 R_v は T によって変化し、 R_v と T の間にもべき乗則が成り立つ。
- 2) コーティング材の T のべき数 K' は衝突角度 α によって変化し、 K' と α の間には線形関係がある。また、各コーティング材の R_v とガラス転移温度 T_g の間にも相関関係がある。
- 3) 試験片の表面温度が T_g よりも高いとき、すなわちコーティング材がゴム状状態であるときは高い耐サンドエロージョン性を示す。使用環境に応じて、適切な T_g を持つ材料を選定することが重要となる。

- 4) 温度の影響を考慮した CFRP およびポリウレタン系コーティング材の損傷量予測式を構築した。得られた予測式は今後、温度を考慮した CFRP およびポリウレタン系コーティング材のサンドエロージョンによる損傷量予測への応用が期待される。

第5章では、内山らが提案した金属材料での損傷量予測の手法が、CFRP およびポリウレタン系コーティング材にも適用できるか検討した。第4章にて得られた高温サンドエロージョン試験結果に基づき、FEGV に対して CFD 解析を行い、翼各位置における温度と粒子衝突因子を求め、平板試験から得られた損傷量予測式と組み合わせることで、CFRP およびポリウレタン系コーティング材を FEGV に適用した際の損傷量を予測した。また、実際に FEGV へコーティングを施工する際のコーティング膜厚を決定する設計式を検討した。その結果は、以下の2点に集約される。

- 1) CFRP およびポリウレタン系コーティング材の損傷量予測式をもとに、CFD 解析を用いて FEGV に衝突する粒子衝突因子を求め、FEGV 各位置における損傷量を予測したところ、Hub side 後縁側で損傷量が多い結果となった。これは、衝突の頻度を示す衝突密度係数 η が大きく影響していると考えられる。また、サンドエロージョン試験において最も優れた耐サンドエロージョン性を示した UP2 を適用した場合、CFRP 単体と比較して最大で約 1/60 となり、高い耐サンドエロージョン性を示す。
- 2) 実機を想定し、コーティング膜厚の設計式の構築を検討した。構築した設計式をもとに、FEGV へ UP2 を適用した際の膜厚を計算すると、Hub side 後縁部で最も厚い膜厚が必要となり、その最小膜厚は約 0.27mm と算出できる。

平板試験の結果によって三次元形状翼の損傷量を予測する手法が、金属材料だけでなく、ポリウレタン系コーティング材という高分子材料や CFRP という複合材料にも適用できることが明らかになったため、本手法が材料一般に対し幅広く適用可能であると考えられる。また、提案したコーティング材の膜厚の設計式によって、低速度領域における平板試験の結果を用いることで、実機での高速度領域の損傷量を予測することが可能となる。これは、実際の翼の製造において非常に有益な知見になりうると考えている。

以上から得られた結果および知見は、今後航空機用材料の耐サンドエロージョン性の検討および寿命予測をする際、研究から開発、製造に至るまで、幅広く応用することができるものと考えている。

本学位論文は、以下の投稿論文をもとに構成されています。

- ① 柄澤秀親, 柴崎広樹, 糸日谷剛, 山下慎一郎, 新井和吉, CFRP 用ポリウレタン系コーティング材の高温サンドエロージョン, 材料, Vol.70, No.12, pp896-903, 2021, DOI: <https://doi.org/10.2472/jsms.70.896>.
- ② H. Karasawa, H. Shibasaki, G. Itohiya, S. Yamashita and K. Arai, Sand Erosion of Polyurethane Coating Materials for CFRP at Elevated Temperature, Materials Transactions, Vol.63, No.7, pp.993-1000, 2022, DOI: <https://doi.org/10.2320/matertrans.MT-Z2022002>.
- ③ 柄澤秀親, 高木美甫, 新井和吉, 航空機用金属材料の高速サンドエロージョン, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.28-34, 2024.
- ④ 柄澤秀親, 櫻井陽輝, 古神佑太郎, 田頭浩一郎, 石田瑞紀, 新井和吉, 航空機におけるチタンおよびチタン合金の異物衝突損傷, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.35-42, 2024.

このうち、①および②は公益社団法人日本材料学会（The Society of Materials Science, Japan）が、③および④は一般社団法人日本材料科学会（The Materials Science Society of Japan）が、それぞれ著作権を保有しています。

研究業績 (2024年2月22日時点)

論文 (査読付き)

- 1) 柄澤秀親, 柴崎広樹, 糸日谷剛, 山下慎一郎, 新井和吉, CFRP用ポリウレタン系コーティング材の高温サンドエロージョン, 材料, Vol.70, No.12, pp.896-903, 2021, DOI: <https://doi.org/10.2472/jsms.70.896>.
- 2) H. Karasawa, H. Shibasaki, G. Itohiya, S. Yamashita and K. Arai, Sand Erosion of Polyurethane Coating Materials for CFRP at Elevated Temperature, Materials Transactions, Vol.63, No.7, pp.993-1000, 2022, DOI: <https://doi.org/10.2320/matertrans.MT-Z2022002>.
- 3) 柄澤秀親, 高木美甫, 新井和吉, 航空機用金属材料の高速サンドエロージョン, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.28-34, 2024.
- 4) 柄澤秀親, 櫻井陽輝, 古神佑太郎, 田頭浩一郎, 石田瑞紀, 新井和吉, 航空機におけるチタンおよびチタン合金の異物衝突損傷, 材料の科学と工学, Vol.61, No.1, pp.35-42, 2024.

(参考)

論文 (査読付き)

- 1) 柄澤秀親, 篠山英恵, 石橋之宏, 酒井哲也, 新井和吉, 卓球ラケットの反発性能評価および反発係数推定式の検討, 日本機械学会論文集, Vol.87, No.902, pp.21-00145, 2021, DOI: <https://doi.org/10.1299/transjsme.21-00145>.
- 2) 松村泰雅, 柄澤秀親, 酒井哲也, 三友信夫, 新井和吉, 国際公認卓球ボールの特性の変遷と反発式硬度計による評価, 材料の科学と工学, Vol.61, No.2, 2024. (掲載予定)

国際会議・シンポジウム (査読なし)

- 1) M. Higashide, H. Karasawa and K. Arai, Impact Facilities and Studies in Hosei University, 71st Aeroballistic Range Association Meeting, 2022.

学会発表

- 1) 高木美甫, 柄澤秀親, 新井和吉, A7075の高速サンドエロージョン, 第26回材料科学若手研究者討論会, 6, 2019.
- 2) 中阪航平, 永尾陽典, 十二所正, 柄澤秀親, 國島大, 新井和吉, CNT添加の有無がCFRP平板への高速軟体衝突時の損傷に与える影響, 第12回日本複合材料会議(JCCM-12), 3B-10, 2021.
- 3) 柄澤秀親, 時枝健一, 浅井七洋, 新井和吉, アルミニウム合金製硬式野球バットのBBCORに及ぼす外径と板厚の影響, 日本材料学会第71期学術講演会, 116, 2022.
- 4) 古神佑太郎, 本橋航希, 柄澤秀親, 新井和吉, チタンおよびチタン合金の高速軟体衝突

損傷，日本材料学会第 27 回若手研究者討論会，C-2-15，2022.

- 5) 本橋航希，柄澤秀親，新井和吉，CFRP の軟体衝突損傷に及ぼす樹脂コーティングの影響，日本機械学会 関東支部 第 30 期総会・講演会，14B09，2024. (発表予定)

研究報告

- 1) 中阪航平，柄澤秀親，國島大，新井和吉，CFRP 平板の高速軟体衝突損傷に及ぼす材料物性値の影響，法政大学情報メディア教育研究センター研究報告，Vol.36，pp. 54-57，2021，DOI: https://doi.org/10.34368/rccms.36.0_54.

謝辞

本学位論文の上梓にあたり、終始懇切かつ熱心なご指導、ご教授を賜りました、法政大学理工学部機械工学科 新井和吉教授に厚く御礼申し上げます。新井教授主宰の複合材料研究室に所属し研究を始めてから約 8 年にわたり、時に優しく、時に厳しく接して頂きました。本学位論文の分野に限らず、様々なテーマにも挑戦させて頂いたことによって、今後に向けて大変貴重な経験を積むことができました。また、法政大学理工学部機械工学科 御法川学教授、吉田一朗教授、東京工業大学 津田健名誉教授には、お忙しいところ本学位論文の副査をお受け頂き、審査会において様々鋭いご指摘を賜り、論文の細部にわたり懇切丁寧なご指導を賜りました。ここに厚く御礼申し上げます。

本研究の遂行に際し、(株) IHI の関係諸氏から多大なるご協力を賜りました。糸日谷剛氏、山下慎一郎氏、田頭浩一郎氏、石田瑞紀氏には、投稿論文の共著者として様々なご協力、ご助言を賜りました。また、関西ペイント(株)の関係諸氏から多大なるご協力を賜りました。ここに深く御礼申し上げます。

本学大学院の修士課程を修了または本学の学士課程を卒業された柴崎広樹氏、高木美甫氏、櫻井陽輝氏、古神佑太郎氏には、投稿論文の共著者として試験および解析データを取得して頂くなど多大なるご協力、ご助言を賜りました。また、データ取得にあたり、本学大学院の修士課程を修了された中阪航平氏、本学大学院修士課程 2 年 本橋航希氏、本学の学士課程を卒業された菅沼遼氏からご協力を賜りました。さらに、國島大氏にはデータ取得にご尽力頂きました。ここに深く御礼申し上げます。

本学位論文にて用いた試験装置を製作頂きました高压システム(株)の関係諸氏、駆動ガスをご提供頂きました(株)サイサンの関係諸氏、試験片を製作、ご提供頂きました(株)テストマテリアルズ、サカイ・コンポジット(株)の関係諸氏、各種測定のご提供ならびにご助言頂きました(株)フォトロン、島津サイエンス東日本(株)、東芝電力検査サービス(株)、(株)キーエンス、(株)東京測器研究所、伊藤忠テクノソリューションズ(株)、島津テクノリサーチ(株)の関係諸氏に深く御礼申し上げます。

法政大学理工学部機械工学科 石橋之宏教務助手には、日頃の研究生活に際し様々なご助言を賜りました。また、本研究の試験遂行に際して、本学ワークショップの皆様にご協力いただき、研究資材の加工を多数行って頂きました。ここに深く御礼申し上げます。さらに、小生の所属した複合材料研究室においては、試験の方法や考察の方法など細部にわたる親切丁寧なご指導とご協力を賜り、有益な討論をして頂きました。これらが小生の糧になり、本学位論文の上梓に繋がりました。研究にあたっては法政大学の院生、学部生を始め、学内外問わず多くの方々のご協力を賜りました。ここに深く御礼申し上げます。

最後に、今日に至るまで絶え間なくご支援を賜りました、両親をはじめ親族各位に深く御礼申し上げます。小生に対し、ご協力、ご支援を賜りましたすべての関係諸氏に深甚より御礼申し上げます、謝辞とさせていただきます。