

C/C 複合材燃焼器のエタノール冷却試験

○竹腰正雄， 齋藤俊仁， 小野文衛（宇宙航空研究開発機構）

Key Words : Rocket-Ramjet Combined-Cycle Engine, C/C Composite Material, Ethanol, Cooling Test, SiC

1. 背景および目的

宇宙輸送システムに用いるエンジンの比推力の向上は、推進薬重量の軽減とペイロードの増加につながるため、重要な課題の一つである。この比推力を向上させる一つの方法として、大気中での飛行時に空気を利用する空気吸い込みエンジンの利用が挙げられる。空気吸い込みエンジンの中でも、極超音速まで作動可能なエンジンとして、ロケットを主推進系としたロケット-ラムジェット複合サイクルエンジンがある^[1]。ロケット-ラムジェット複合サイクルエンジンは、ロケットエンジン部に空気取り入れ口とその下流の流路拡大部からなるダクトを被せた基本構造をとる。このような空気吸い込みエンジンでは、推力を発生させるためのエンジン壁面積が大きくなり、エンジンの重量増加と共に、冷却に必要な壁面積が増加するため、燃料のみで再生冷却を行なうことが難しくなる。この対策としては、壁材料に高温での比強度が高く、耐熱性の高い材料を用いることが挙げられ、軽量化と、壁面への入熱量を減らす効果もたらされる。これまで、SiC コーティングによる耐酸化処理を施した C/C 複合材の適用などが検討されてきた^{[2][3]}。C/C 複合材は、燃焼ガスの温度に近い 3000 K でも強度が落ちない特徴がある。しかし、SiC の耐酸化性能は、酸素分圧にも依るが 1500 °C 付近から徐々に低下することが分かっており、その耐酸化性能を保持するために、金属チューブを利用した冷却方法等の研究が行われている^[4]。

本研究では、壁温度が 1700 K 以下になるように設計した金属チューブ冷却式 C/C 複合材冷却構造について、炭化水素燃料による冷却を行い、冷

却剤流量を変化させた場合に、設計通りの壁温および液温になることを検証した。

2. 実験方法

C/C 複合材冷却構造の加熱には、ロケット燃焼器のノズル下流に、C/C 複合材冷却構造を結合し、超音速の高温排気ガスを利用した。燃焼ガスの熱負荷は事前に水冷燃焼器において取得した。

2. 1 加熱用ロケット燃焼器および熱負荷分布計測用燃焼器

図 1 に加熱用ロケット燃焼器および C/C 複合材供試体への熱負荷分布計測用の水冷燃焼器の概略図を示す。加熱のための推進剤には、ガス酸素・ガス水素を用いた。ロケット燃焼器の内径は 50 mm、スロート径は 20 mm、ノズル下流の加熱試験部の内径は 50 mm である。燃焼器には円周方向に流れる冷却溝が 32 チャンネルあり、図 1 の A ~ N の 14 系統に分け、A1 → A2 → A3 のような順に各系統で直列に冷却水を流した。各チャンネルの出口で冷却水温度を計測し、水温の上昇から軸方向の熱流束分布を求めた。また、燃焼器の壁には、K 種シース型熱電対を埋め込んでおり、内面から 2 mm の位置での壁温を計測した。

2. 2 C/C 複合材冷却構造

試験に用いた C/C 複合材冷却構造の断面を図 2 に示す。肉厚 5 mm のステンレス鋼製ベース板に、ボルトにより高さを調整できるステンレス鋼製の半円状の土台を置き、その上に C/C 複合材内筒を置く。この内筒は、内径 50 mm、肉厚 10 mm の円筒で、周囲 8 か所に R3.2 mm の半円の溝を設けてある。この溝には、内筒の冷却のため、外径 1/4 インチ、肉厚 1 mm のステンレス鋼 316L 製チ

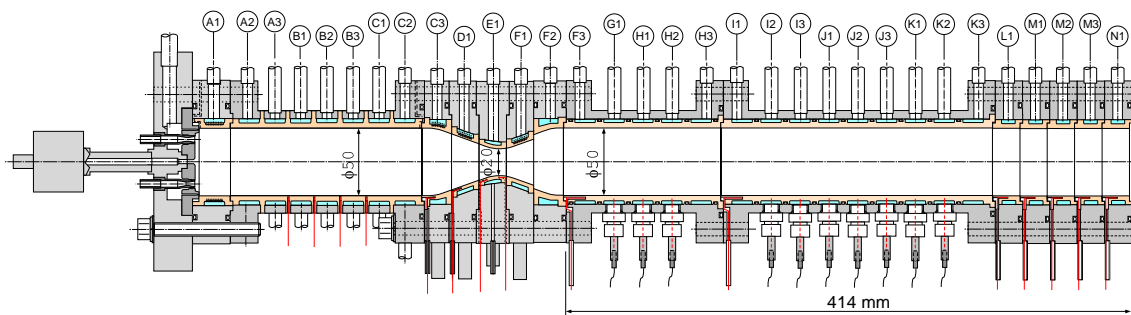


図 1 加熱用ロケット燃焼器および熱流束分布計測用燃焼器

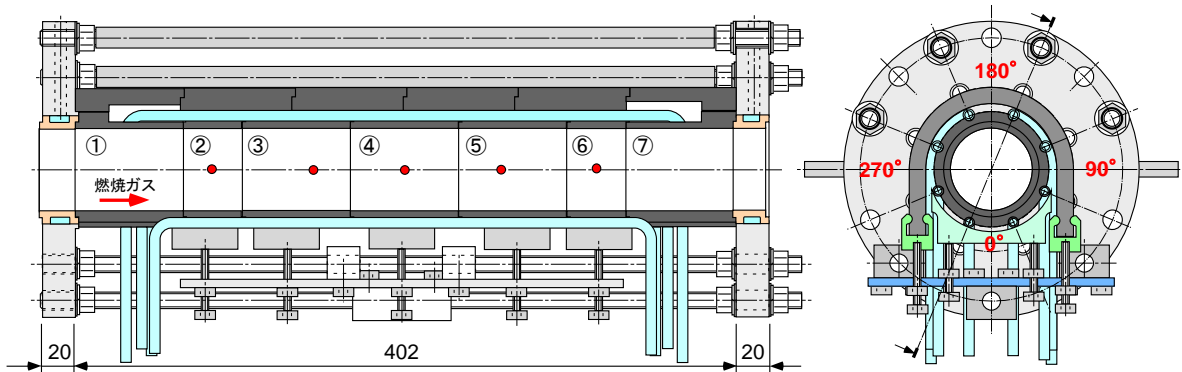


図2 C/C 複合材冷却構造断面 (左図の赤点は熱電対計測位置)

ューブをはめ込み、その外側に U 字型に加工した C/C 複合材製外壁を被せる。U 字型外壁は、下部に治具が取り付けられており、ボルトを利用してベース板に固定される。ステンレス鋼製チューブと C/C 複合材内筒間の押付荷重は、U 字型外壁を固定するボルトの締め付けトルクにより与えられる構造である。C/C 複合材は、円筒の軸方向に積層された ($0^\circ / 90^\circ$) 積層材 (株) アクロス (現 (株) CFC デザイン) 製 AC200) であり、形状は機械加工により仕上げられている。複合材の内筒は分割式になっており、全長 402 mm である。内筒の C/C 複合材には、耐酸化性付与のため、CVD 法により厚さ約 $100 \mu\text{m}$ の SiC コーティングを施してあり、図 2 の③④⑥⑦に関しては、さらに、パーヒドロポリシラザン(AZ エレクトロニックマテリアルズ社製アクアミカ NL-120A-05) のディップコートによる SiO_2 コーティングを施した。個々の内筒の間には厚さ 0.76 mm のグラファイト製シート (GRAFOIL) を挿入し、連結部の気密性を確保した。7 つの内筒の内、両端の内筒①⑦は冷却チューブを下側に通すため、溝をなくしてある。組み立て途中の C/C 複合材冷却構造の写真を図 3 に示す。壁温を測定するために、中央の②～⑥の 5 つの内筒には、内面から深さ 5 mm の位置まで、熱電対を挿入した。熱電対は、直径 1.6 mm の R 種のシース型熱電対を用いた。白金系材料のシースは耐熱性に優れるが、炭化ケイ素材料と反応するため、本実験ではインコネル製のシースを用いた。これらの内筒の両端を、長さ 20mm の水冷燃焼器により挟み、寸切りボルトにより全体を固定し、図 1 の F2 の下流に、F3～N1 部分と取り替えて組み付けた。組み上がった状態の燃焼器を図 4 に示す。

2. 3 試験条件

図 5 に、 $P_c = 0.9 \text{ MPa}$ の場合の、 $O/F = 4.5$ と $O/F = 5.1$ の条件での熱流束分布と壁温の測定結

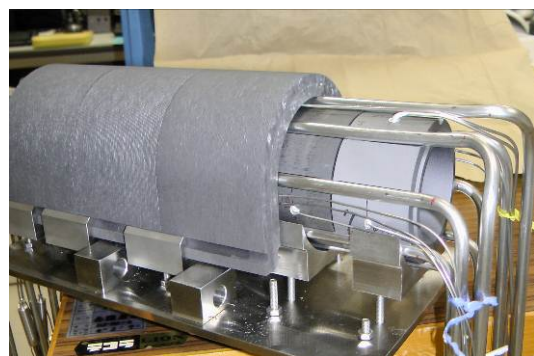
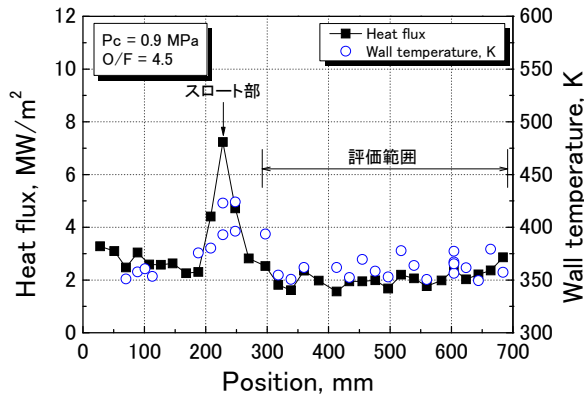


図3 組み立て段階の C/C 複合材冷却構造

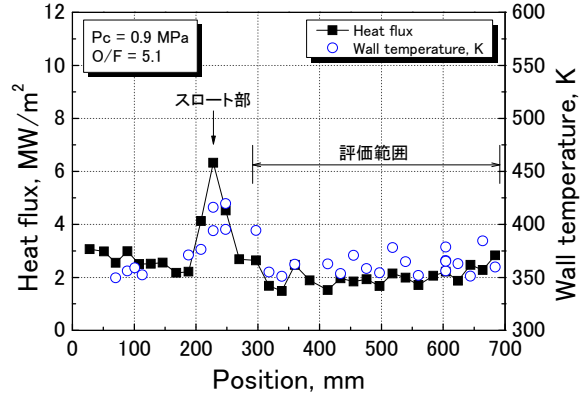


図4 組み上がった状態の C/C 複合材冷却構造

果を示す。複合材冷却構造の試験箇所での熱負荷はほぼ一定で、混合比が変化してもほとんど変わらず、熱流束は約 2 MW/m^2 、壁温は表面から 2 mm の位置で $350 \sim 380 \text{ K}$ となった。以上の結果から、C/C 複合材冷却構造の加熱条件を、ロケット燃焼器の燃焼室圧を $P_c = 0.9 \text{ MPa}$ 、水素と酸素の混合比を $O/F = 4.5 \sim 5.0$ となるようにした。冷却条件としては、エタノールの圧力を 5 MPa として、平均流速を $1.0 \sim 3.75 \text{ m/s}$ (8本の冷却チューブ合計流量 $0.12 \sim 0.45 \text{ L/s}$) の間で変化させた。試験時間は、壁温が定常状態になるよう、 $120 \sim 150$ 秒とした。



(左) O/F = 4.5



(右) O/F = 5.1

図5 熱流束分布および水冷燃焼器壁温 (左) O/F = 4.5, (右) O/F = 5.1

3. C/C 複合材冷却構造の熱設計

C/C 複合材燃焼器の壁温を設計するに当たり、燃焼器への加熱源は、内面を流れる燃焼ガスのみとし、冷却は、冷却剤が流れる金属チューブへの熱伝達と、高温壁から周囲への輻射熱による放熱が寄与するものとした。C/C 複合材の内面温度を $T_{w,c/c,h}$ とする時、加熱源から所定の熱負荷が与えられた場合に、以下に示す式(1)から式(6)を用いて、 $T_{w,c/c,h}$ が 1700 K 以下になるように設計した。熱の入出の模式図を図6に示す。

燃焼ガスから C/C 複合材への入熱量を Q 、熱流束を q 、受熱面積を A 、燃焼ガスと壁面間の熱伝達係数を h_g 、燃焼ガスの回復温度を T_r とすると、入熱量と内面温度の関係は式(1)で表わされる。

$$Q = qA = h_g(T_r - T_{w,c/c,h})A \quad (1)$$

C/C 複合材内面温度 $T_{w,c/c,h}$ は、C/C 複合材外面温度 $T_{w,c/c,e}$ 、C/C 複合材の熱伝導率を $\lambda_{c/c}$ 、伝熱面長さ l 、C/C 複合材の内径を $r_{c/c,h}$ 、同外径を $r_{c/c,e}$ とすると、式(2)で表わされる。

$$T_{w,c/c,h} = \frac{Q \ln(r_{c/c,e} / r_{c/c,h})}{2\pi l \lambda_{c/c}} + T_{w,c/c,e} \quad (2)$$

C/C 複合材外面と冷却チューブとの熱伝達は、熱伝達係数を $h_{c/c}$ 、チューブ本数を n 、チューブ外面温度を $T_{w,tube,h}$ 、1本あたりのチューブと C/C 複合材の接触面積を A_{tube} 、1本あたりのチューブ表面の熱流束を q_{tube} とすると式(3)で表わされる。

$$Q/n = q_{tube} A_{tube} = h_{c/c}(T_{w,c/c,e} - T_{w,tube,h}) A_{tube} \quad (3)$$

$h_{c/c}$ は、冷却チューブと C/C 複合材の接触圧力に依存するが、事前の予備実験により 100 W/m²/K とした。

冷却チューブ外面温度 $T_{w,tube,h}$ は、チューブ内面半径 $r_{tube,c}$ 、チューブ外面半径 $r_{tube,h}$ 、チューブ

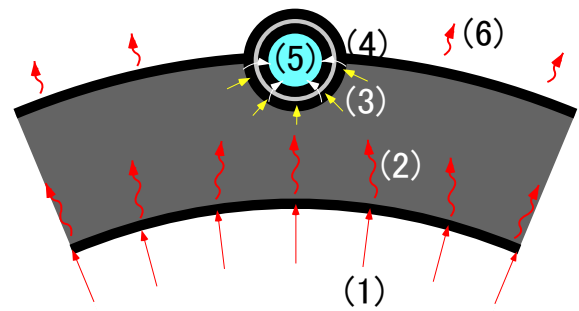


図6 C/C 複合材壁と冷却チューブの熱の入出

の熱伝導率 λ_{tube} 、チューブの内面壁温度 $T_{w,tube,c}$ 、チューブの受熱長さを l とすると、式(4)で表わされる。

$$T_{w,tube,h} = \frac{Q/n \cdot \ln(r_{tube,c} / r_{tube,h})}{2\pi l \lambda_{tube}} + T_{w,tube,c} \quad (4)$$

冷却チューブの内面温度 $T_{w,tube,c}$ は、エタノールの飽和温度を T_{sat} 、過熱度 ΔT_{sat} を用いると式(5)で表わされる。

$$T_{w,tube,c} = T_{sat} + \Delta T_{sat} \quad (5)$$

C/C 複合材の内筒の外面温度を $T_{c/c,e}$ とすると輻射による熱放射量 $Q_{radiation}$ は式(6)で表わされる。 σ はステファン-ボルツマン定数、 ϵ は輻射率。

$$Q_{radiation} = \epsilon \sigma T_{c/c,e}^4 = 5.67 \times 10^{-8} \epsilon T_{c/c,e}^4 \quad (6)$$

なお、式(1)の回復温度 T_r については、次式(7)を用いた。

$$T_r = T_\infty + r(T_0 - T_\infty) = T_0 \left[\frac{1}{1 + \frac{\gamma-1}{2} M^2} + r \left(1 - \frac{1}{1 + \frac{\gamma-1}{2} M^2} \right) \right] \quad (7)$$

ここで、 r は回復係数で $r = Pr^{1/3}$ とした。 γ は比熱比、 M はマッハ数、 T_b は主流の総温、 T_∞ は主流の静温である。

4. 実験結果

4.1 C/C 複合材内筒壁温

図7に、エタノール平均流速が 2.5 m/s の時の R 種熱電対にて測定した内面から 5 mm の位置での壁温を示す。燃焼器の位相や位置により、温度にばらつきがあるが、加熱開始後、約 90 秒で壁温は定常になった。図8に、定常状態における壁温の平均温度を、冷却剤流速（流量）を変化させた場合について、まとめた結果を示す。

位相により 200 K 程度のばらつきがあるものの、冷却剤の流速を変化させても、同じ位置での壁温はほぼ一定であることがわかる。この結果は、加熱されたチューブのエタノールによる冷却は、エタノールの核沸騰熱伝達によって行われ、チューブ壁温は式(5)で表わされるように、流速の影響を受けないためである。ただし、エタノール温度が上昇しすぎると、膜沸騰により熱伝達係数が低下し、バーンアウトによるチューブの溶融が生じてしまうため、バーンアウトしないように冷却剤の圧力と流速を制御しなければならない。

一方で、図8において燃焼器の位置が 350 mm から 500 mm にかけて壁温が徐々に変化している。事前の水冷燃焼器の壁温計測と熱流束計測結果においては、ほとんど変化がなかった事に比べて、やや異なる結果となった。この要因については、次の2つのことが考えられる。一つ目は、超音速で流れる燃焼ガスが、C/C 複合材の荒い表面との摩擦により、下流へ行くほど速度が低下し、圧力が上昇したため、下流ほど熱流束が上昇した可能性が考えられる。二つ目は、スロート下流の膨張部の圧力は、表1に示す ODE 計算結果のように、0.02247 MPa と大気圧より低くなるため、完全な気密性を持たない C/C 複合材⁵⁾の壁から外部の空気を吸い込んだことが考えられる。上流ほど外部との差圧が大きく、空気の吸い込み量も多くなったため、上流部の方が下流部より壁温が低かったと考えられる。特に、本実験で用いた C/C 複合材製内筒のうち図2の①②⑤の内筒の耐酸化コーティングには、クラック封止用 SiO₂ コーティングを施していないため、上流からの空気の吸い込み量が多くなる傾向にあったといえる。

なお、SiO₂ コーティングのない場合の、空気の透過率係数⁵⁾は約 0.005 cm²/s/kPa であり、燃焼器内外の差圧が 80 kPa の場合、0 °C、1 atm 条件で、内筒 1 cm²あたり 0.4 cm³/s の空気を透過

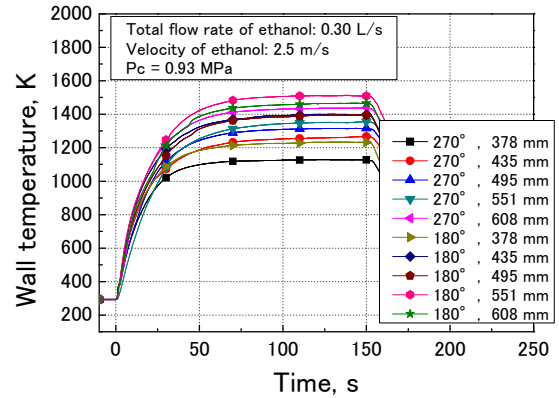


図7 内面から 5 mm の壁温の時間履歴
凡例の数字は位相とフェイスプレートからの距離

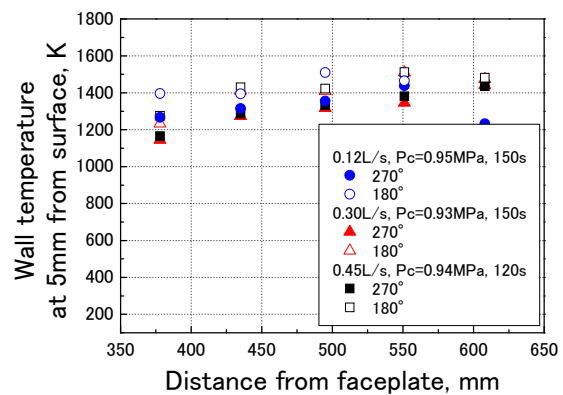


図8 壁温に及ぼす流速の影響

表1 試験条件での各部圧力の ODE 計算結果

	平行部	スロート部	膨張部
P, MPa	0.90	0.5185	0.02247
静温, K	3191	3017	1984

する計算である。

4.2 エタノール温度

図9に冷却剤出口でのエタノール温度の時間履歴を示す。図9に示す2つの実験での加熱条件は、同じであるが、エタノールの流速（流量）が減少した図9（右）の場合、エタノールの出口温度が図9（左）に比べて大きく上昇していることがわかる。本実験では、エタノール流量を3通りに変化させたが、エタノール流量の変化に伴うエタノールの温度上昇値は、予測通りであった。また、最大試験時間 150 秒、予備実験を含め、試験時間の合計は 480 秒であったが、冷却チューブの損傷等は見られなかった。

5. まとめ

ロケット・ラムジェット複合サイクル・ラムジェ

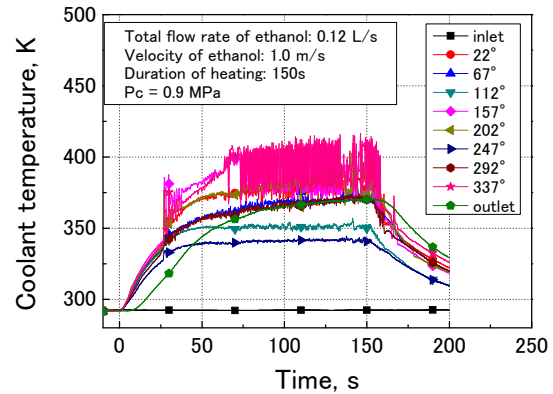
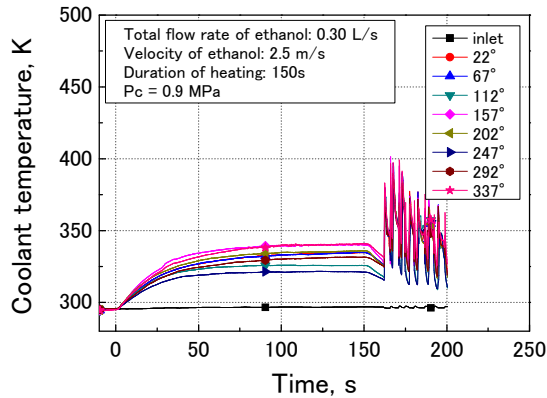


図9 冷却チューブ出口でのエタノール温度の時間履歴
 (左) エタノール平均流速 2.5 m/s, (右) エタノール平均流速 1.0 m/s

ットエンジン燃焼器を模擬した SiC コーティング付 C/C 複合材冷却構造を、推進剤であるエタノールにより冷却を行い、壁温度・冷却剤温度の取得を行った。冷却構造の壁面温度 1700 K 以下の設計温度に対して、想定する壁温および液温の上昇であることが確認され、金属チューブ冷却式 C/C 複合材燃焼器において、壁温および液温設計が可能であることが確認された。

参考文献

[1] 荻田丈士, 谷香一郎, 工藤賢司, 宇宙機用ロケット-ラムジェット複合サイクルエンジンの概念検討, 宇宙航空研究開発機構研究開発報告, JAXA-RR-06-022.
 [2] 小野文衛, 竹腰正雄, 植田修一, C/C 複合材の耐酸化性向上に関する研究, 宇宙航空研究開発機構研究開発報告, JAXA-RR-06-003.

[3] 竹腰正雄, 佐藤正喜, 小野文衛, 齋藤俊仁, 植田修一, CVD-SiC 付 C/C 複合材の耐酸化性に及ぼす亀裂封止膜の影響, 2009 年度傾斜機能材料論文集
 [4] Masao Takegoshi, Fumiei Ono, Shuichi Ueda, Toshihito Saito and Osamu Hayasaka: "Evaluation by Rocket Combustor of C/C Composite Cooled Structure Using Metallic Cooling Tubes," *Trans. JSASS Space Tech. Japan*, Vol. 7, No.ists26, pp.Pc_61-Pc_66, 2009.
 [5] Fumiei Ono, Shuichi Ueda, and Masao Takegoshi: "Gas Leakage Properties of Two-dimensional Carbon/Carbon Composites Processed by Leakage Suppression Treatment," *ISTS 2006-c-30*.