(昭和59年10月25日受理)

潜水衣用複合フォームの高静水圧における熱伝導性及び曲げ剛性

岐阜大学工学部 三輪 実・大沢直志
浜野寿久・今枝教招

THERMAL CONDUCTIVITY AND FLEXURAL RIGIDITY OF COMPOSITE FOAM FOR WET SUIT USABLE UNDER HIGH STATIC HYDRAULIC PRESSURE

By Minoru Miwa, Tadashi Ohsawa, Toshihisa Hamano
and Noriaki Imaeda

(Faculty of Engineering, Gifu University,
Yanagido 1-1, Gifu 501-11, JAPAN)

A composite rubber foam for high-hydraulic-pressure wet suites was prepared by orderly filling small cylinders of a rigid foam in an ordinary flexible foam. Under a pressure of 100m depth in water, this composite foam showed much better heat insulation and flexibility than either the original foam or a composite foam containing small spheres of the same rigid foam.

(Received October 25, 1984)

1. 緒 言

潜水衣は人体の運動を拘束しないよう十分な可撓性をもつと同時に保温性にすぐれていなければならない。しかし、現在、潜水衣として用いられている独立気泡をもった軟質ラバーフォームは、静水圧を受けると、フォームが容易に圧縮変形をうけて、保温性が著しく低下する¹⁾。

筆者らは、前報²⁾で、高い静水圧下でも保温性が保持され、同時に可撓性であるという、互いに矛盾する要求を満たすために、軟質フォーム中に球状硬質フォームを一定間隔で充てんした二重構造の複合フォームを作成し、静水圧下における熱伝導特性について、理論的、実験的に解析し、かなりの程度目的を達成できることを報告した。

そこで、本報では、複合フォームの作成が容易で、さらに、静水圧下における保温性が球状硬質フォームを充てんした場合よりも改善されることを期待して、円柱状硬質フォームを充てんした複合フォーム構造を考案し、その熱伝導性を明らかにするとともに、球状硬質フォームを充てんした結果と比較検討する。

2. 複合フォームの作成および実験方法

前述したように、十分な可撓性を持ちながら、高い静水圧下で保温性を保持することは、単一のフォームでは達成できない。前報では、このような矛盾する性質を兼ね備える断熱材として、球状硬質フォームを充てんした複合フォームを考えたが、このフォームは実際に製造することがかなり困難である。そこで、本報では、工業的にも容易に製造できると考えられる複合フォームを考案した。このフォームは、図1に示すように、軟質マトリ

Fig. 1 Schematic diagram of composite foam filled with cylindrical rigid foams. (a) Sketch, (b) Plane and cross sections.

ックスフォーム中に円柱状硬質フォームを正方配列に充てんした複合フォーム構造をもっている。この複合フォームの作成方法は以下のようである。

まず、マトリックスには、市販の潜水衣に用いられるネオプレンラバーフォーム(密度 0.256 g/cm^3 、厚さ 5 mm 、富士ラング製)を用い、充てん用の円柱状硬質フォームには、つぎのような条件で、硬質ウレタンフォームを作成して用いた。すなわち、ポリオール(AD-90)100部に対し、イソシアネート(MDI, B-10)132部、界面活性剤(シリコン, L-5340)2部、発泡剤(水)0.25部の割合で調整した樹脂液を円柱状成形器内で発泡、硬化させる。その後、円柱状硬質フォームを定長切断機で等長(5 mm)に切断する。えられた硬質フォームの密度は 0.51 g/cm^3 である。一方、この円柱状硬質ウレタンフォームを充てんするために、マトリックスフォームにそれぞれの直径の円柱状の孔を一定間隔の正方配列にあける。この孔に円柱状ウレタンフォームをはめ込んだ後、上下両面にマトリックスフォームと同質の片面にスキンのある厚さ 2 mm のフォームを貼り合わせて、図1に示すような複合フォームを完成させた。なお、本実験では、表1に示すように、硬質フォームの直径 d および中心間距離 s を変えた。その結果として得られる体積分率 V_f も同表に示してある。また、熱伝導実験および曲げ剛性の測定に供した試料の寸法は表1に示すようである。

ところで、前報で述べたように、本実験で取り扱う複合フォームのような非均質な試料に一定の圧力を加えて熱伝導実験を行うためには、一般に用いられる平板加圧法では、圧縮応力が不均一となって、目的に適した実験を行うことができない。そこで、前報では、試料に両面から静水圧を加えた条件で、比較測定法によって、熱通過率を測定できる装置を試作した²⁾。本法では、さらに、測定精度を高くするために、前報で、 14.5 cm であった試料直径を、 20 cm まで大きくできるように装置を改良

した。そして、この装置を用いて、前報²⁾と同様の手順で、熱伝導実験を行った。すなわち、試料の上面の温度 T_1 および標準熱伝導層の下面の温度 T_g をそれぞれ $T_1=40^\circ\text{C}$ 、 $T_g=4^\circ\text{C}$ に保持するとともに装置内に必要な静水圧を与える。 T_1 、 T_g および静水圧が十分に長時間一定値に保たれると、試料の下面温度 T_2 は、試料の熱通過率に応じてある平衡値に達する。そのときの T_1 、 T_2 および T_g から、試料の熱通過率 $(u_c)_p$ は、比較測定法の原理⁸⁾によって、次式のように与えられる。

$$(u_c)_p = u_g \cdot \frac{T_2 - T_g}{T_1 - T_2} \quad (1)$$

ここで、 u_g は標準熱伝導層の熱通過率で、本実験で用いたグリセリンの熱伝導率 $\lambda_g=0.2452\text{ kcal/m}\cdot\text{hr}\cdot^\circ\text{C}$ 、標準熱伝導層の厚さ $h_g=21.6\text{ mm}$ の条件から、 $u_g=\lambda_g/h_g=11.35\text{ kcal/m}^2\cdot\text{hr}\cdot^\circ\text{C}$ である。

3. 実験結果および考察

3.1 熱通過率について

5.6 および 3.2 mm の直径の円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームの静水圧下における熱通過率の測定結果は図2に示すようである。これらの図より、いずれの直径の円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームにおいても、円柱状硬質フォームの体積分率が増加するにつれて、同一静水圧下における熱通過率は減少しており、円柱状硬質フォームの充てん効果が認められる。そして、その充てん効果は、水深 30 m 以上に相当する静水圧下で顕著である。すなわち、本実験の最密充てん複合フォーム($V_f=23.5\%$)では、未充てんフォームに比較して、 10 kg/cm^2 の静水圧下の熱通過率は約 $1/2$ に減少し、保温性がかなり改善されることがわかる。

ところで、本実験で作成したような軟質のマトリックスフォーム中に硬質フォームを充てんした複合フォームに静水圧が加わると、静水圧によってマトリックスフォ

Table 1 Structural parameters and specimen sizes of unfilled foam and composite foams filled with cylindrical rigid foams.

Sample number	Diameter d (mm)	Distance between centers s (cm)	Volume fraction V_f (%)	Bending rigidity test (mm)	Heat conduction test (mm)
I	—	—	0	$30 \times 170 \times 9$	diameter : 200 thickness : 9
II	5.6	1.50	5.9	$30 \times 170 \times 9$	
III		1.00	13.2	$30 \times 170 \times 9$	
IV		0.85	18.3	$26 \times 170 \times 9$	
V		0.75	23.5	$30 \times 170 \times 9$	
VI	3.2	1.25	2.8	$33 \times 170 \times 9$	
VII		0.80	6.8	$36 \times 170 \times 9$

Fig. 2 Relation between over-all coefficient of heat transmission and pressure for the unfilled foam and composite foams filled with cylindrical rigid foams. (a) Diameter of cylindrical rigid foam: $d=5.6$ mm, $\triangle$: $V_f=0\%$, $\circ$: $V_f=5.9\%$, $\bullet$: $V_f=13.2\%$, $\ominus$: $V_f=18.3\%$, $\bullet$: $V_f=23.5\%$, (b) diameter of cylindrical rigid foam: $d=3.2$ mm, $\triangle$: $V_f=0\%$, $\circ$: $V_f=2.8\%$, $\bullet$: $V_f=6.8\%$, —: value calculated with eq. (2).

ームは圧縮され、硬質フォームはほとんど圧縮されないため、かなり複雑な変形をすると思われるが、簡単にするために、つぎのようなモデルを考える。

今、図3に示すように、軟質マトリクスフォームの厚さを h 、円柱状硬質フォームの直径を d ($=2r$)、高さを h_0 、その中心間距離を s とし、前報²⁾と同様に、同図-(b)に示すように、軟質マトリクスフォーム中に円柱状硬質フォーム1個が存在する複合フォームの繰り返し単

位を考え、静水圧下では、近似的に、同図-(c)に示すように変形すると仮定する。なお、フォームが静水圧を受けた場合は、厚さ方向のみでなく、面方向にも圧縮変形が生ずるが、潜水衣を着用して静水圧をうけたとき、主要なひずみは厚さ方向の圧縮変形であるため、単位モデルでは、厚さ方向のみの圧縮変形を考える。また、硬質フォームの圧縮ひずみは、後述するマトリクスフォームの圧縮ひずみ(図4)に比べて極めて小さく、例えば、

Fig. 3 Unit model of composite foam filled with cylindrical rigid foam under high static hydraulic pressure. (a) Plane and cross section, (b) plane and cross section of the unit model, (c) cross section of the unit model under static hydraulic pressure, supposing that compressional deformation in the direction of thickness is only considered and compressional deformation of rigid foam is neglected.

Fig. 4 Pressure-strain curves of matrix foams. (a) Pressure-strain, ϵ_1 curves, diameter of cylindrical rigid foam: $d=5.6$ mm, $\circ$: $V_f=5.9\%$, $\bullet$: $V_f=13.2\%$, $\bullet$: $V_f=18.3\%$, $\bullet$: $V_f=23.5\%$, (b) pressure-strain, ϵ_1 curves, diameter of cylindrical rigid foam: $d=3.2$ mm, $\circ$: $V_f=2.8\%$, $\bullet$: $V_f=6.8\%$, (c) pressure-strain, ϵ_2 curve.

10 kg/cm²の圧力における硬質フォームの圧縮ひずみは約0.013で、マトリックスフォームのそれの約1/50であるので、この硬質フォームの圧縮ひずみは無視し、マトリックスフォームのみの圧縮ひずみを考える。さらに、複合フォームが静水圧によって圧縮された場合、マトリックスフォームのみからなるⅠの部分のマトリックスフォームと、マトリックスフォームと硬質フォームが熱流に対して直列に積層された部分Ⅱのマトリックスフォームの圧縮率は異なると考えられるので、それらの部分の圧縮ひずみをそれぞれ ϵ_1 、 ϵ_2 とすると、単位モデルの各部の寸法は同図-(c)に示すようになる。また、マトリックスフォームは圧縮されると熱伝導率に変化するので、これらをそれぞれ $[\lambda_1]_p$ 、 $[\lambda_2]_p$ として、定常一次元熱流を仮定して、前報²⁾と同様の解析を行なうと、静水圧下における複合フォームの熱通過率 $[u_c]_p$ は

$$[u_c]_p = \frac{1}{s^2} \left\{ \frac{[\lambda_1]_p (s^2 - \pi r^2)}{h(1 - \epsilon_1)} + \frac{\pi r^2}{\frac{(h - h_0)(1 - \epsilon_2)}{[\lambda_2]_p} + \frac{h_0}{\lambda_0}} \right\} \\ = \frac{1}{\phi^2 \cdot h} \left\{ \frac{[\lambda_1]_p (\phi^2 - \pi)}{1 - \epsilon_1} + \frac{\pi \cdot \lambda_0 \cdot [\lambda_2]_p}{(1 - n)(1 - \epsilon_2) \lambda_0 + n[\lambda_2]_p} \right\} \quad (2)$$

で与えられる。ここで、 ϕ 、 n は構造パラメータで、 $\phi = s/r$ 、 $n = h_0/h$ である。また、 λ_0 は円柱状硬質フォームの熱伝導率である。

式(2)から、任意の静水圧下におけるマトリックスフォームの圧縮ひずみ ϵ_1 、 ϵ_2 とそのときの熱伝導率 $[\lambda_1]_p$ 、 $[\lambda_2]_p$ が与えられれば、複合フォームの熱通過率 $[u_c]_p$

を推定できる。そこで、これらの部分のマトリックスフォームの圧縮ひずみを、静水圧下における熱通過率実験と同じ条件で求めた。それらの結果を図4に示す。なお、この圧縮ひずみ ϵ_1 、 ϵ_2 は、静水圧下における複合フォームの変形を、レプリカにとって測定した。すなわち、試料表面に石膏ペーストを注入し、その後、圧力を加えて、試料表面の変形に応じて凹凸を生じた石膏を、硬化後に取り出し、その表面をデジタルダイヤルゲージ(小野測器製)を用い、0.5 mm方眼の各点について、その高さを測定し、その平均値を求めた。また、 ϵ_2 の測定値は硬質フォームの充てん割合および直径が異なってもほぼ同じ値であった。

一方、マトリックスフォームについて、熱通過率実験と同様に、面方向の変形を拘束した条件で、厚さ方向の応力-ひずみ曲線を求め、その結果とマトリックスフォームのみの熱通過率と静水圧との関係曲線(図2)から、圧力を介して、マトリックスフォームのひずみと熱通過率 $[u_m]_p$ との関係に書き直すと図5に示すようである。

以上のようにして求めた圧縮ひずみ ϵ_1 、 ϵ_2 (図4)およびそれらのひずみから推定される熱通過率 $[u_m]_p$ (図5)から、厚さを考慮して求めた熱伝導率 $[\lambda_1]_p$ 、 $[\lambda_2]_p$ を式(2)に代入して得られた複合フォームの熱通過率の計算値は図2に示す実線のようなものである。なお、複合フォームの場合と同一条件で測定した円柱状硬質ウレタンフォームの熱伝導率 λ_0 は0.0335 kcal/m $\cdot$ hr $\cdot$ °Cである。実測値と計算値はほぼ一致しており、本実験の硬質フォームの充てん割合および圧力範囲内では、各静水圧下における複合フォームの熱通過率 $[u_c]_p$ は式(2)を用いて推定できることがわかる。

次に、図2から、充てんする硬質フォームの直径の違いが複合フォームの熱伝導挙動におよぼす影響について

Fig. 5 Relation between over-all coefficient of heat transmission and strain for the unfilled foam.

検討する。同じ充てん割合 ($V_f \approx 6 \sim 7\%$) で比較すると、マトリックスフォームに対する熱通過率の改善程度はほぼ同じであり、本実験の範囲内では、複合フォームの熱通過率は充てんする円柱状硬質フォームの直径にはあまり依存しないことが認められる。

次に、軟質マトリックスフォーム中に充てんする硬質フォームの形状の違いによる複合フォームの熱伝導挙動について検討する。すなわち、前報²⁾で得られた球状硬質フォームを充てんした複合フォームと本実験の円柱状

硬質フォームを充てんした複合フォームの熱伝導挙動の違いは図6に示すようである。図から明らかなように、いずれの充てん割合においても、円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームの方が、熱通過率は、 2 kg/cm^2 以上の静水圧下においては、約20%低く、保温性が改善されたことが認められる。球状硬質フォームを充てんした場合には、硬質フォームの横断面が中心面からの距離にしたがい減少する。そのため、静水圧下では、マトリックスフォームは球状硬質フォームの形状に順応した圧縮変形を受け、マトリックスフォーム全体の平均厚さが減少する。一方、円柱状フォームを充てんした場合には、硬質フォームの横断面は一定であるため、硬質フォームの横断面全体で圧力に抵抗する。それと同時に、円柱状硬質フォームが支柱となり、あたかも釣り屋根構造と同様に、軟質フォームのスキン層に抗張力が生じて複合フォーム全体の平均厚さの減少が前者より妨げられる。そのため、静水圧下でも、熱通過率が小さく保持され、保温性が改善されるものと思われる。

3.2 曲げ剛性について

硬質フォームを充てんすることによる可撓性の減少を、曲げ剛性によって検討した。曲げ剛性は表1に示した寸法の複合フォームを用い、三点曲げ試験法によって常圧下で測定した。複合フォームの単位幅当りの曲げ剛性と硬質フォームの体積分率との関係は図7に示すようである。図には、比較のために、球状硬質フォームを充てんした複合フォームの結果²⁾も示してある。図から明らか

Fig. 6 Relation between over-all coefficient of heat transmission and pressure. (a) Δ : Unfilled foam, $\circ$: composite foam (cylindrical foam, $V_f = 13.2\%$), $\bullet$: composite foam (spherical foam, $V_f = 12.5\%$), (b) Δ : unfilled foam, $\circ$: composite foam (cylindrical foam, $V_f = 18.3\%$), $\bullet$: composite foam (spherical foam, $V_f = 18.0\%$).

Fig. 7 Relation between flexural rigidity and volume fraction of rigid foam.

△: Unfilled foam, ----: unfilled foam supposed the heat insulation corresponds to that of the composite foam under static hydraulic pressure of 100 m depth of water, ○: composite foams filled with cylindrical rigid foams ($d=5.6$ mm), ●: composite foams filled with cylindrical rigid foams ($d=3.2$ mm), □: composite foams filled with spherical rigid foams ($d=7$ mm).

のように、円柱状硬質フォームの充てんによる曲げ剛性の増加はわずかで、同じ厚さの未充てんフォームに比べて約40%増加するのみである。これに対し、もし、それぞれの V_f の値をもった複合フォームと同じ保温性を水深100mに相当する圧力下で発揮させるために、単にフォームの厚さを増加させる方法をとるとして、そのフォームの曲げ剛性を計算すると、図7の破線で示したようになる。図から、例えば、体積分率 $V_f=13\%$ の複合フォームを用いれば、同じ保温性をもつ未充てんフォームの約1/3の曲げ剛性にとどめられる。

次に、円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームと球状硬質フォームを充てんした複合フォームの曲げ剛性を比較する。球状硬質フォームの場合には、外層に向うにつれて可変相の割合が多くなるが、円柱状硬質フォームの場合には一定であるため、曲げ剛性が大きくなることが懸念されたが、いずれの充てん割合においても、円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームの曲げ剛性の増加はわずかである。

次に、静水圧による曲げ剛性の変化を検討する。静水圧下における未充てんフォームおよび最密充てん複合フォーム($V_f=23.5\%$)の曲げ剛性は図8に示すようである。

Fig. 8 Relation between flexural rigidity and pressure. -△-: Unfilled foam, -○-: composite foam filled with cylindrical rigid foams ($d=5.6$ mm, $V_f=23.5\%$).

なお、静水圧下における曲げ剛性の測定は、透明な耐压容器中でカンチレバー法で行い、外部から観察した。そして、曲げ剛性は、それぞれの静水圧下におけるたわみ角を求め、Peirceの式⁴⁾から算出した。試料の寸法は表1に示したものと同一である。未充てんフォームの曲げ剛性は、静水圧が増すにつれて急激に減少し、 5 kg/cm^2 以上では、ほぼ一定である。単位幅で、厚さ t のヤング係数 E なるはりの曲げ剛性 G は、曲げ理論から、 $E \cdot t^3/12$ で与えられるが、未充てんフォームの静水圧による曲げ剛性の急激な減少は、静水圧による E の増大よりも厚さの減少が大きく寄与するためであると考えられる。

次に、複合フォームの曲げ剛性も静水圧が増すにつれて減少するが、その割合は未充てんフォームの場合よりもやや少なく、 3 kg/cm^2 以上で一定値を示し、その値は常圧における曲げ剛性の約1/4である。これは、静水圧による厚さの減少が、硬質フォームの存在によって、未充てんフォームの場合よりも抑制されるためである。このように、静水圧下の曲げ剛性が常圧よりも低いことから、本実験の複合フォームは、潜水衣として必要な可撓性を充分備えているということが出来る。

なお、図8は、静水圧下で曲げ剛性を測定する必要性から、カンチレバー法を用いて得られた結果であるが、この時の条件は、潜水衣が使用される条件、すなわち、面方向の変形が拘束される条件とは若干異なっている。しかし、図8の実験結果から、潜水衣の使用条件のもとでも、充分な可撓性を備えているものと考えて差支えないであろう。

4. 結 論

可撓性を持ちながら、高静水圧下で保温性を発揮できるフォームを得るために、前報²⁾の球状硬質フォームを充てんした複合フォームより、作成が容易で、保温性も改善されることを期待して、軟質ラバーフォーム中に円柱状硬質フォームを一定間隔で充てんした複合フォームをつくり、その熱伝導性と曲げ剛性を検討した結果、つぎのことが明らかとなった。

1) 保温性におよぼす円柱状硬質フォームの充てん効果は、水深 30m 以上の静水圧下で顕著である。水深 100m に相当する静水圧下では、実験範囲の最密充てんフォームの熱通過率は未充てんフォームのそれに比べて約 1/2 で、保温性が著しく改善される。これらの複合フォームの実測値は、中心に一個の円柱状硬質フォームが存在する単位モデルを想定し、定常一次元熱流の条件で、前報²⁾と同様の解析方法を用いて導いた式から得られた計算値とはほぼ一致する。

2) 球状硬質フォームを充てんした複合フォームより円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームの方が静

水圧下における熱通過率が小さく、保温性が改善されることがわかった。

3) 実験範囲での最密充てんフォームの曲げ剛性は、水深 100m の静水圧下で、これと同じ保温性をもつ未充てんフォームの曲げ剛性の 1/3 以下である。さらに、静水圧下の曲げ剛性は、常圧における曲げ剛性より小さく、潜水衣として必要な可撓性を備えていることがわかった。

以上のことから、円柱状硬質フォームを充てんした複合フォームは、作成が容易で、可撓性を持ちながら、高静水圧下で保温性を発揮できるフォームを得るという目的をかなりの程度に達成できることが認められた。

文 献

- 1) 大野静枝, 北 博正, 人間工学, **5**, 246 (1969)
- 2) 大沢直志, 三輪 実, 後藤信幸, 中山 晃, 織学誌, **35**, T-112 (1979)
- 3) 高分子学会編, 「高分子材料試験法」, 地人書館, p. 194 (1963)
- 4) F. T. Peirce, *J. Text. Inst.*, **21**, T377 (1930)