

環状気液二相流におけるサブチャンネル間の
乱流混合量に及ぼす液滴流量率の影響*佐田富 道雄*¹, 川原 顕磨呂*¹Effect of Liquid Entrainment on Turbulent Mixing Rates
between Subchannels in Gas-Liquid Annular Two-Phase FlowsMichio SADATOMI*² and Akimaro KAWAHARA*² Kumamoto University, Dept. of Mechanical Engineering & Materials Science,
Kurokami 2-39-1, Kumamoto, Kumamoto, 860-8555 Japan

Turbulent mixing rates of gas and liquid phases between adjacent subchannels have been measured for various air-water two-phase annular flows in a multiple channel consisting of two identical circular subchannels. In order to study effect of liquid entrainment in the gas core on the turbulent mixing rates, experiments were conducted for two types of liquid injection method, i.e., a small bore nozzle placed in the subchannel center and a porous wall. The result showed that the effect of liquid entrainment on the turbulent mixing rates of both phases is negligibly small.

Key Words: Multi-phase Flow, Annular Flow, Turbulent Mixing, Subchannel, Nuclear Reactor, Liquid Entrainment

1. 緒 言

BWR 燃料集合体内のサブチャンネル解析では、隣接サブチャンネル間における流体移動の適切な評価が必要である⁽¹⁾。本研究は、この流体移動の一機構である乱流混合に関する実験的検討である。なお、乱流混合とは流体の乱れやサブチャンネル間の瞬間的な差圧変動に起因して生じるものであり⁽²⁾、サブチャンネル間では時間平均値として、これによる正味の質量移動は起こらないが、エネルギーと運動量の移動は起こる。

サブチャンネル解析の目的の一つは限界熱出力の予測であり、この解析には最近、多流体モデルが使われ始めてきている⁽³⁾⁽⁵⁾。これは、多流体モデルが、本研究が対象とする乱流混合のほか環状噴霧流における液滴の生成と再付着など、限界熱出力の予測に深く関わる諸現象をより精緻に数式化する手段として適するためと考えられる。しかるに、多流体モデルの予測精

度は、その数式化に際して用いられた種々の構成式(例えば、上述したサブチャンネル間の乱流混合量を表す式)の予測精度に依存するため、それらの構成式には更なる改良が必要と考えられている⁽³⁾⁽⁵⁾。

環状噴霧流では、気相は流路中心部を流動し、液相は流路壁上の液膜および気流中の液滴として流動する。そこで、多流体モデルに基づく環状噴霧流のサブチャンネル解析では、一般に、気相、液膜、液滴を異なる三流体とみなし、一つのサブチャンネルにおける各流体の質量、運動量、エネルギーの保存式が隣のサブチャンネルにおける各流体との流体移動の効果を考慮して解かれる。したがって、乱流混合のモデル化においては、(1)液滴流量率 $E (= W_{LE}/W_L$: 液滴の質量流量/全液相流量) が液相全体の乱流混合量に影響するのかどうか、つまり液膜と液滴の間に乱流混合量の違いがあるのかどうか、および (2) 液滴流量率が気相の乱流混合量に影響するのかどうか、を知ることは重要である。本研究の目的は、そのような液滴流量率の乱流混合量への影響を調べることであり、そこで、いくつかの環状流について、気相と液相の流量を固定した条件

* 原稿受付 1999年10月6日。

*¹ 正員、熊本大学工学部 (☎ 860-8555 熊本市黒髪 2-39-1).
E-mail: sadatomi@mech.kumamoto-u.ac.jp

のもとで、液の導入法を変えることにより液滴流量率の異なる流れをつくり、それぞれの流れにおいて気、液両相の乱流混合量を測定し、考察した。以下にその結果を報告する。

2. 実験

2.1 供試流路と実験装置の全容 測定の容易さを考えて、作動流体には常温の水と空気を使用し、流路には直径 16 mm の二つの円形サブチャンネルから成る複合流路 (以後、Ch.F-F と呼ぶ) ^{(2), (6)} を使用して、実験を行った。図 1 に供試流路の断面を示す。流路は透明アクリル樹脂製で滑らかな壁面を持ち、サブチャンネルを連結する間隙は幅 1 mm × 長さ 3 mm であった。なお、この流路における乱流混合量の流動様式への依存性等の諸特性については報告済であり、流路の形状やシステム圧の影響はあまり大きくないことが分かっている ^{(2), (6)}。

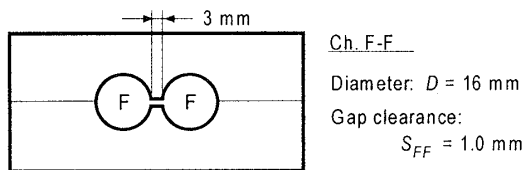


Fig. 1 Cross-section of the present channel

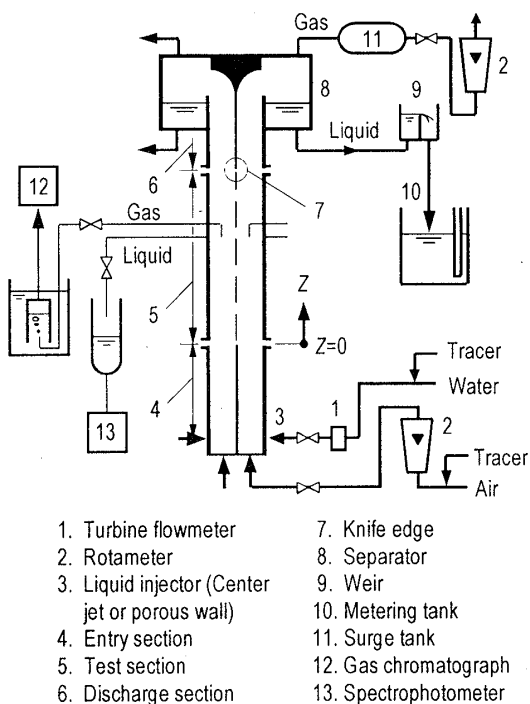


Fig. 2 Test rig

図 2 に実験装置の全容を示す。流路は垂直で、下か

ら順次、気液導入部、助走区間 (長さ 1 m)、テスト区間 (2 m)、排出区間 (0.5 m) から成った。このうち、助走区間と排出区間では図 1 に示したサブチャンネル間の間隙が塞がれており、テスト区間のみで間隙を通して流体移動が可能であった。テスト区間では流体移動のうち乱流混合のみが生じるように、空気と水は流路下部の気液導入部から二つのサブチャンネルに同量ずつ導入した。その際、次節で示すように 2 種類の方法で液を導入し、空気と水の流量は固定した条件下でも液滴流量率の異なる流れをつかった。そして、それぞれの流れにおける気、液両相の乱流混合量をトレーサ法 ^{(2), (6)} により求めた。この方法による乱流混合量の測定精度をトレーサ濃度や流量の測定誤差等を考慮して推定したところ、本実験範囲では気相、液相共に 10% 以内であった。

2.2 気、液の導入法 液の導入法を変えることにより液滴流量率を変え、それが気、液両相の乱流混合量に及ぼす影響を調査した。図 3 に気水混合部の構成を示す。図(a)の導入法 (以後、Center jet injection :

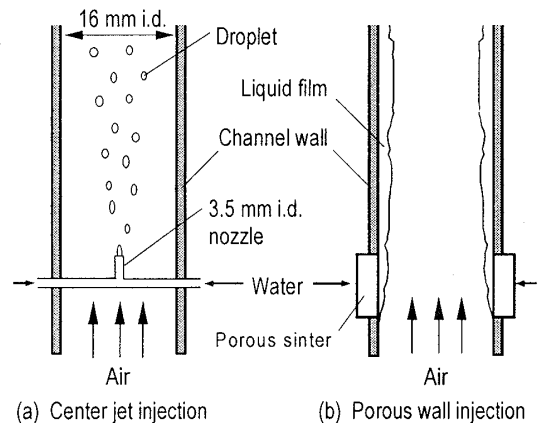


Fig. 3 Liquid injectors

CJI と呼ぶ。) では、サブチャンネルの中心軸上に配置した内径 3.5 mm のノズル (中心軸上の長さ 25 mm) の先端から水を気流中に噴出させた。一方、図(b)の導入法 (以後、Porous wall injection : PWI と呼ぶ。) では、サブチャンネルと同じ内径をもつ円筒状の多孔質体 (長さ 16 mm、粒径 40 μ m) を通して水を気流中に浸出させた。

2.3 単一円管流路による液滴流量率の測定

図 2 に示す $Z = 100$ mm の地点におけるサブチャンネル内の液滴流量率 $E (= W_{ld}/W_l)$: 液滴の質量流量 / 全液相流量) を知るために、このサブチャンネルと同一直径 (16 mm) の垂直単一円管流路 (気水導入部は図

3 と同一) を用いて, Gill らの方法⁷⁾と同様な方法で E を測定した. すなわち, 図4に示すように, 気水導入部から 1100 mm 下流において, 流路壁の一部を管軸方向に 10 mm だけ取り除いた液膜採取部を設置し, 液膜と液滴を分離して流量を測定した. その際, 液膜分離用の鋭い先端を持つ黄銅リングの下流における管内と管外の圧力が等しくなるように圧力を調整して, 液滴と液膜とが等速排出状態で分離するようにした. さらに, 気液分離器内と液膜採取部の容器内の液位を一定になるように制御し, 所定の時間に排出される液量を電子天秤で測定して液膜流量を求めた. そして, 液滴流量は, 全液相流量から液膜流量を差し引くことにより求めた. なお, 液膜分離用リングの先端直径は, 液膜厚さの測定に関する予備実験において液膜厚さの最大値が 1mm 程度 (付録参照) であったことを考慮して, 13mm と 14mm の 2 種類としたが, 両者による液滴流量率 E の差は幸いにも小さく, 2% 程度であることが分かった.

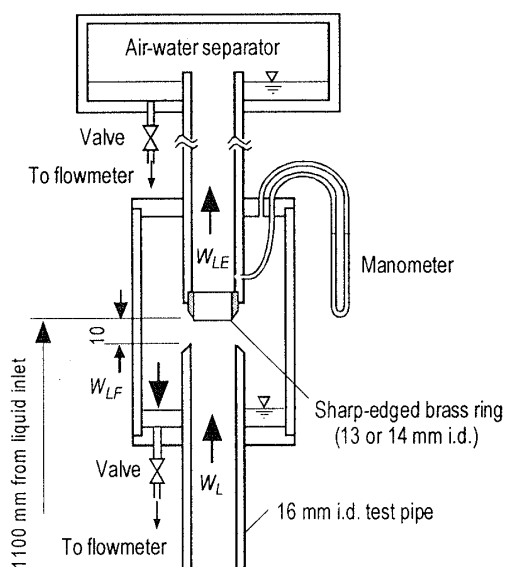


Fig.4 Liquid film separator

2.4 実験条件 本実験は, 空気と水のそれぞれの体積流量が $j_G = 20 \sim 50$ m/s, $j_L = 0.05 \sim 0.2$ m/s の範囲で行われた. この範囲は, Taitel ら⁸⁾や Mishima - Ishii⁹⁾の流動様式判別式によれば, 全て環状流の領域にある.

3. 実験結果と考察

3.1 液滴流量率 図5は直径 16mm の単一円管流路における液滴流量率 E の実験値を空気の体積

流束 j_G に対してプロットしたものである. データは水の体積流束 j_L によって区別し, 白抜き記号は CJI の場合, 黒塗り記号は PWI の場合に対応している. 二つの導入法に共通して見られる傾向は, j_G および j_L の増加と共に E が増加することである. 次に, CJI と PWI を比較すると, $j_G = 20$ m/s の場合はほぼ同じであるが, その他の場合には CJI の液滴流量率が PWI のそれより大きく, その差は j_G と j_L の増大と共に大となり, 最大 2 倍程度になることが分かった. さらに, 垂直単一円管流路における E に関して, Gill-Hewitt¹⁰⁾は液導入部から 5m 下流においても E が CJI と PWI の場合でかなり相違することを報告している. これらのことから, 乱流混合量を測定した図2の装置のテスト区間においても, 全域において液滴流量率は CJI の場合が PWI のそれよりも大きいと考えられる.

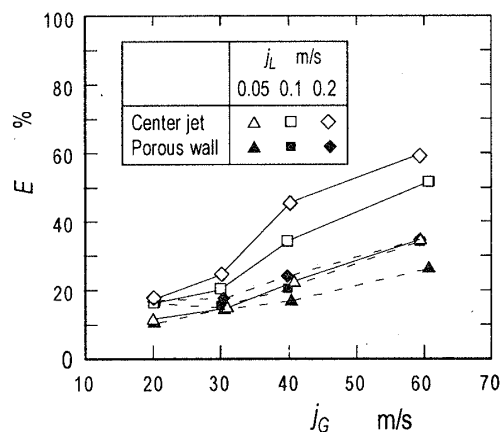


Fig.5 Fraction of entrained liquid for center jet and porous wall injections

3.2 気相と液相の乱流混合量 図6と図7は, それぞれ CJI と PWI の場合について, 気, 液両相の乱流混合量 w'_k ($k=G$ のとき気相, $k=L$ のとき液相) の実験値を示したものである. 図6と図7を比較すると, w'_k の定性的な傾向は同じであることが分かる. すなわち, 液相の w'_L (黒塗り記号) は, j_L の減少および j_G の増加と共に単調に減少し, 気相の w'_G (白抜き記号) は j_L および j_G に依らずほぼ一定の値をとりつつ, j_G の増加と共に空気単相流の乱流混合量 (図中の太実線) に近づく傾向がある.

次に, CJI の場合と PWI の場合の定量的な比較を行うために, 図8に j_L と j_G が両者でほぼ同じ時の w'_k をそれぞれ縦軸と横軸として示す. w'_k は気相, 液相共に, CJI と PWI の場合でどちらが大きめということではなく, 両者は 12% 以内で一致した. この 12% は w'_k の

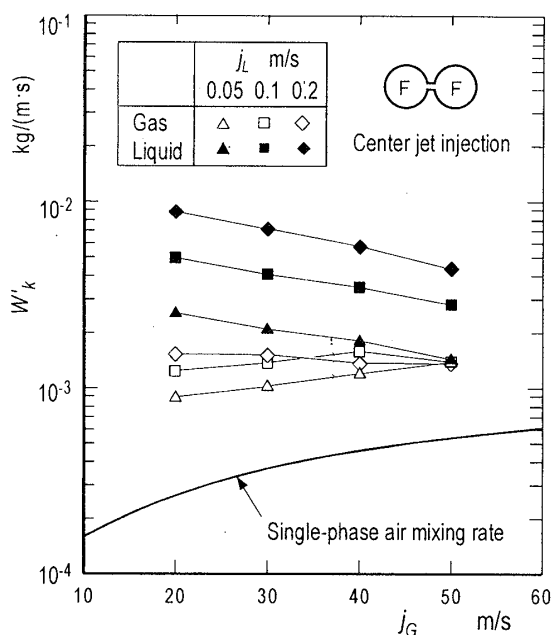


Fig. 6 Turbulent mixing rates of both gas and liquid phases for center jet injection

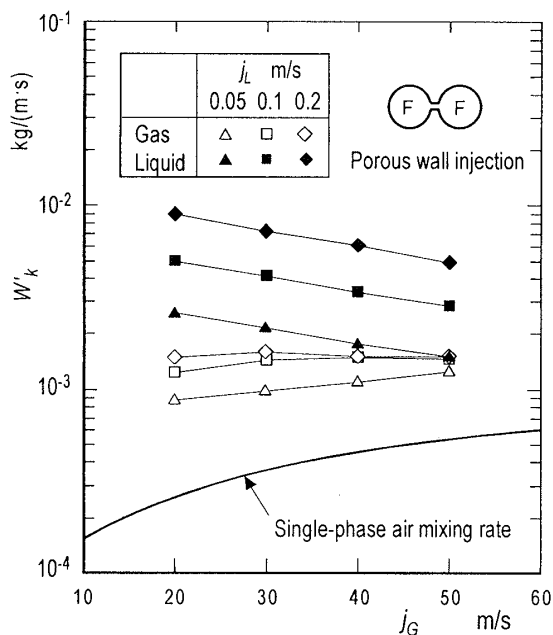


Fig. 7 Turbulent mixing rates of both gas and liquid phases for porous wall injection

測定誤差とはほぼ同じであるので、本実験範囲では液滴流量率あるいは気流中の液滴濃度が乱流混合量に及ぼす影響は、両相共に無視できる程度であると結論できる。したがって、乱流混合量を評価する場合、液滴流量率に関係なく、スラグ・チャーン流の場合⁽¹¹⁾と同様に、サブチャンネル全体での両相の流量に依存する値

として評価して良いといえる。このことは、多流体モデルにおいて液滴と液膜における乱流混合量の値を個々に与える場合、両者は近似的には同じ値で良いということの意味する。というのは、もし液滴と液膜の乱流混合量が異なるのであれば、本実験の液相の乱流混合量はCJIの場合とPWIの場合で有意な差を持たなければならないからである。

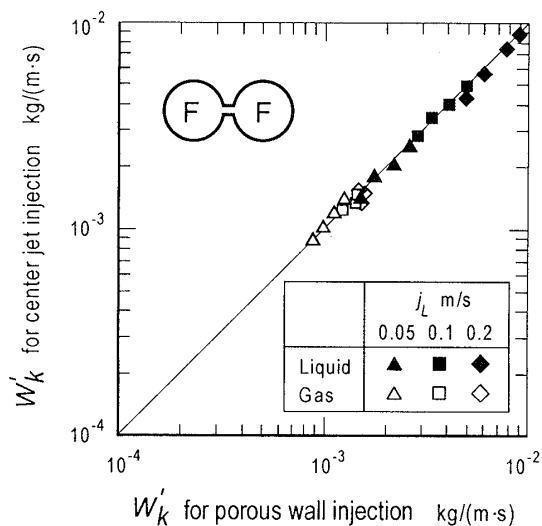


Fig. 8 Comparison of gas and liquid turbulent mixing rates between center jet and porous wall injections

4. 結 言

環状流において液の導入法を変えることにより気流中の液滴流量率を変化させ、サブチャンネル間における両相の乱流混合量に及ぼす影響を調べた。その結果、その影響は小さいことが分かった。さらに、このことより、サブチャンネル間の乱流混合量の評価に関し、多流体モデルにおける液滴と液膜の乱流混合量の値を個々に与える場合、両者は近似的には同じ値で良いということが分かった。

今後は、この研究で得た知見に基づいて、環状流におけるサブチャンネル間の乱流混合のモデル化に着手する予定である。

終わりに、本研究にご助言を賜った前熊本大学工学部長佐藤泰生教授(現在、八代工業高等専門学校校長)、ならびに実験に協力頂いた当時の熊本大学学生、宮本伸、富野貴義、秋永理、酒村恵介、福井隆道の4氏に謝意を表します。

付録 液膜厚さに関する予備実験結果

環状流において液膜を分離する時の分離用リングの先端直径を決めるために、定電流法（電極の寸法・間隔等の詳細は文献12に記載のものと同じ）によって、気水導入部から1100 mm下流での液膜厚さ δ_{LF} の時間変化を調査した。

図A1(a), (b)はその結果の例で、本実験において液膜が最も厚い $j_{L1} = 0.2 \text{ m/s}$, $j_{G1} = 20 \text{ m/s}$ の流れに関するも

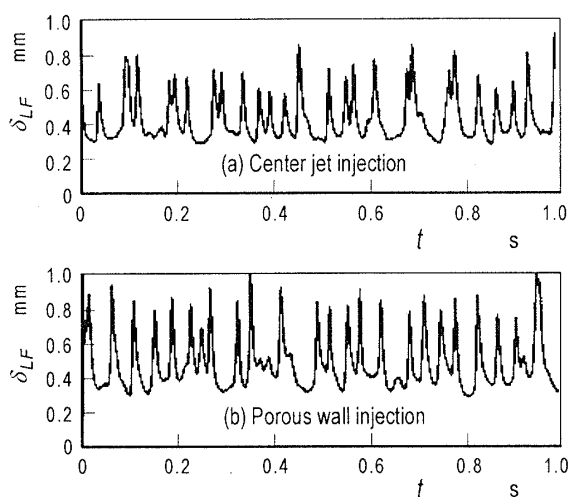


Fig. A1 Time variation in liquid film thickness at $j_{L1} = 0.2 \text{ m/s}$, $j_{G1} = 20 \text{ m/s}$

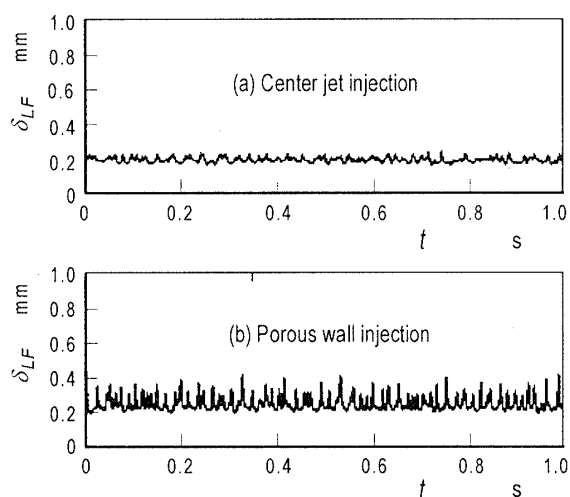


Fig. A2 Time variation in liquid film thickness at $j_{L1} = 0.2 \text{ m/s}$, $j_{G1} = 60 \text{ m/s}$

ので、それぞれCJIとPWIの場合である。基底液膜厚さは両者で類似であるが、波高はPWIのほうが若干高く、 δ_{LF} の最大値は約1mmとなった。そこで、この最大波高までを液膜側として分離するように、分離用リングの先端直径を14mmと、より安全側の13mmとして液膜流量の測定を行うことにした。

なお、本実験における他の流量条件では、 j_L の減少と j_G の増加にしたがって基底液膜厚さと波高は減少し、しかもCJIの液膜厚さと波高がPWIのそれよりも小さくなった（図A2(a), (b)参照）。

文 献

- (1) Lahey, Jr., R.T. and Moody, F.J., The Thermal-Hydraulics of a Boiling Water Reactor, 2nd ed., (1993), 168-184, ANS.
- (2) 川原・他3名, 混相流, 9-1 (1995), 26-36.
- (3) Sugawara, S. et al., Nuclear Engineering and Design, 132 (1991), 253-264.
- (4) Chu, K.H. and Shiralkar, B.S., Proc. of 4th Int. Topical Meeting on Nuclear Thermal Hydraulics, Operations and Safety, Taipei, Paper No. 54-A, (1994), 1-8.
- (5) Ninokata, H. et al., Proc. of 4th Int. Seminar on Subchannel Analysis, Tokyo, (1997), 231-265.
- (6) Sadatomi, M. et al., Proc. of Int. Symposium on Two-Phase Flow Modelling and Experimentation 1995, Rome, Vol.1 (1995), 403-409.
- (7) Gill, L.E. et al., Chem. Eng. Sci., 20 (1965), 71-88.
- (8) Taitel et al., AIChE J., 26-3 (1980), 345-354.
- (9) Mishima, K. and Ishii, M., Int. J. Heat Mass Transfer, 27-5 (1984), 723-737.
- (10) Gill, L.E. and Hewitt, G.F., Chem. Eng. Sci., 23 (1968), 677-686.
- (11) Kawahara, A. et al., Proc. of 3rd Int. Conference on Multiphase Flow, ICMF'98, Lyon, Paper No.386 (1998), 1-8.
- (12) Sadatomi, M. et al., Proc. of 3rd KSME-JSME Thermal Engineering Conference, Kyongju, Vol.1 (1996), 339-344.