はんだ接合部の熱変形に及ぼすアンダーフィル剛性の影響[†]

羅 旭* 畠 山 英 二**
立 野 昌 義*** 小久保 邦 雄***

Effects of Underfill Stiffness on Thermal Deformation of Solder Joint

by

Xu LUO*, Eiji HATAYAMA**, Masayoshi TATENO*** and Kunio KOKUBO***

The recent trend in circuit assemblies is to bond larger IC packages to PCB (Printed-circuit Board) by BGA (Ball Grid Array) solder joint and underfills. This would induce more intricate CTE (Coefficient of Thermal Expansion) mismatches among the PCB, the IC package, the solder joint and the underfill. The underfill, which fills the gap between solder balls, is usually used to increase mechanical strength, and to improve the reliability of the solder joint. In this research, 1) The effects of the stiffness of underfills on stresses and strains on solder joint in which CTE mismatch and thermal deformation are involved, are discussed based on finite element analysis. 2) The effects of size of packages on stresses and strains on solder joint are presented. By the procedures, about 50% lower strains of solder joint are obtained, as compared to those of solder joints in which the underfill has 2.5 times larger elastic modulus, or the package has about 28% smaller size. 3) An optimum design method is applied to minimize the thermal deformation of solder joint taking properties (Young's modulus, Poisson's ratio and CTE) of underfill as design variables. The optimization method developed here can be used to optimize the underfill properties, and to improve effectively the reliability of solder joint. The method is useful to evaluate underfill materials for circuit assemblies.

Key words: Solder joint, Material reliability, Underfill, Creep, Optimum, Thermal deformation, CTE mismatch

1 緒 言

電子機器では高集積化されたIC (Integrated Circuit) パッケージが表面実装の形態でPCB (Printed-circuit Board) 基板にはんだで接合される。はんだ接合部は、電気信号と熱を伝達する重要な役割をして、繰り返しの通電により熱変形やクリープが生じ、電子機器の信頼性に大きな影響を与える。このため、はんだ接合の強度信頼性に関する多くの研究がなされている。^{1)~8)}

はんだ接合部には、さまざまな材料の熱膨張係数 (CTE: Coefficient of Thermal Expansion) の差により熱変形差が生じる。^{1), 2), 5), 6)} はんだ接合の構造設計に対し、従来、熱変形対策を取り入れ、IC パッケージ、PCB 基板、はんだボール、およびアンダーフィルなど材料のCTE ミスマッチ (CTE Mismatch) への対応が工夫されている。^{2), 5)~9)} CTE ミスマッチは、ローカルミスマッチとグローバルミスマッチとして分類される。ローカルミスマッチははんだ材料と隣り合って接続する異種材のCTEの差によって生じる。グローバルミスマッチはICパッケージ、はんだ、アンダーフィルやPCB基板など材料のCTEの差によって生じる。^{1), 3), 7)}

CTE ミスマッチに起因するはんだ接合部の熱変形はパッケージの実寸法、材料の剛性などに大きく依存する。^{1), 3), 5), 7)~11)} 特に、はんだボールの隙間に充填されるアンダーフィル材は、CTE ミスマッチを緩和する役割に

加え、はんだ接合部の変形に補強効果がある。^{1), 3), 5), 9)~14)} これらの熱変形不整合および補強作用を評価するためには、材料間のCTE ミスマッチを考えた上で、アンダーフィル材の剛性を含んだはんだ接合部の力学的挙動を詳細に解析することが求められる。

著者らは、はんだ接合部の熱変形に及ぼすアンダーフィル材料の剛性の影響を数値的に明らかにしてきた。¹⁾ しかし、パッケージの寸法効果やはんだボールを多数含むはんだ接合部の構造モデルにおける熱変形に及ぼすアンダーフィル材の剛性の影響の詳細は明らかにされていない。

本論文では、まず、はんだ接合部の詳細構造を含んだ有限要素法 (FEM) モデルを用い、アンダーフィル材料の剛性、およびパッケージの寸法がはんだ接合部の熱変形に及ぼす影響を数値解析に基づき明らかにする。これらの解析結果から、熱変形差の発生位置や不整合を統一的に表現できることを示す。次に、最適化手法を取り入れ、アンダーフィル材料の弾性率およびCTEを設計変数とし、はんだ接合部の熱変形応答を目的関数として、その熱変形量を最小化する最適化解析を行い、電子実装のときにアンダーフィル材料を評価する手法を提案する。

2 解 析 手 法

はんだ材料には熱負荷によって、熱応力やクリープが生じる。有限要素法を用いて、クリープ解析により、はんだ接合部の強度を評価することができる。さらに、有

[†] 原稿受理 平成 23 年 6 月 1 日 Received June 1, 2011 ©2012 The Society of Materials Science, Japan

* 正 会 員 (株)エヌ・エス・ティ 〒112-0002 東京都文京区小石川, Numerical Simulation Tech. Co., Ltd., Bunkyo-ku, Tokyo, 112-0002

** (株)エヌ・エス・ティ 〒112-0002 東京都文京区小石川, Numerical Simulation Tech. Co., Ltd., Bunkyo-ku, Tokyo, 112-0002

*** 工学院大学工学部機械工学科 〒163-8677 東京都新宿区西新宿, Dept. Mech. Eng., Kogakuin Univ., Shinju-ku, Tokyo, 163-8677

限要素法を用いて, CTE ミスマッチおよび材料剛性がはんだ接合部の熱変形や応力に及ぼす影響を解明することができる.^{2), 7)~9)}

ここで, 4 ピンの BGA (Ball Grid Array) 型のパッケージを取り上げ, アンダーフィル材の剛性がはんだ接合部の熱変形に及ぼす影響を検証する. 取り扱う FEM モデルは, Fig. 1 に示すように下からエポキシ PCB 基板, 下方銅材端子, はんだボール, およびアンダーフィル材, 上方銅材端子, IC パッケージで構成されている.

PCB 基板は長さ 6.06mm, 厚さ 1.2mm, 幅 0.84mm とする. 下方の銅材端子は直径 0.6mm, 厚さ 0.06mm, 上方の銅材端子は厚さ 0.02mm, 直径 0.58mm の円板と 0.78 × 0.84mm の四方銅板とし, はんだボールと接合する. はんだボールの最大直径は 0.7mm, 高さ 0.5mm とし, ボールのピッチは 0.84mm とする. IC パッケージは長さ 3.36mm, 厚さ 0.9mm, 幅 0.84mm とする. Fig. 1 に, 解析対象とした 3 次元 FEM モデルを示す. 長手方向に対称な形状であるから, その半分を取り出す. PCB 基板の端部下方は固定支持とする.

パッケージが正常動作する定格温度範囲を熱負荷として適用すれば良い. ここで Fig. 2 に示すように初期温度が 298K とし, クリープ温度負荷の周期は 1800 秒で, 298K から 363K まで上昇させてから 273K まで冷却し, 再度 363K まで上昇させる温度プロファイルを用いる.

解析に用いる材料の物性値を Table 1 および Table 2 に示す.^{4)~6), 8)} はんだ材料に対し, 定常クリープを表現する Hyperbolic sine 則を適用する.^{5), 6)~8)} ここに 2 タイプのアンダーフィル材料 (UF1, UF2) をそれぞれ FEM モデルに適用し, NX Nastran によりクリープ解析を行い, アンダーフィル材料の剛性がはんだ接合部の熱変形に及ぼす影響を考察する.

FEM モデル 1 では, Table 2 に示す UF1 の物性値を適用し, FEM モデル 2 では, Table 2 に示す UF2 の物性値に差し替えて, それぞれクリープ解析を行った.

3 熱変形に及ぼすアンダーフィル材の剛性の影響

両解析モデルについて, 解析結果の一部として, はんだボールの中心を通る縦断面での等価ひずみコンターと

Fig. 1 Cross section of 3D FEM model.

Fig. 2 Temperature profile used in creep analysis.

Table 1 Material data of solder 62Sn-36Pb-2Ag.

Property	Value (Unit)
Young's modulus	36.5 (GPa)
Poisson's ratio	0.37
CTE	23.0 (ppm/K)
Creep law	Hyperbolic sine law $\dot{\epsilon} = a \cdot (\sinh(f \cdot s))^g$
Where:	$a = 8.69 \times 10^{-7} e^{(-\Delta H/RT)^{(T_0/T)-1}}$ (MPa/sec) $f = 0.079742$ $g = 3.3$ Activation energy ΔH 0.548 (eV) Boltzmann's constant R 8.647e-5 (eV/K) Reference temperature T_0 313 (K)

Table 2 Material properties used in FEM models.

	Young's modulus (GPa)	Poisson's ratio	CTE (ppm/K)
UF1	4	0.38	46.0
UF2	10	0.35	46.0
IC Package	25	0.24	10.0
Copper pads	125	0.30	17.0
PCB Resin	18	0.39	x,z dir: 13.0 y dir: 40.0

変形を Fig. 3 に示す. 温度サイクルに対し, はんだボールの中心を通る縦断面において, 外周側ボールと中央部付近のボールそれぞれの対角頂点を結ぶ対角線の変形量, および対角頂点での最大主応力, せん断ひずみとクリープひずみの変動幅を Table 3 にまとめて示す.

はんだボールの中心を通る縦断面において, 外周側ボールと中央部付近のボールのそれぞれの 4 頂点位置での最大主応力, 最大せん断ひずみ, クリープひずみをそれぞれ Fig. 4 (a)~(c)と Fig. 5 (a)~(c)に示す. 図の横軸は温度負荷 (K, 上段) とクリープ時間 (s, 下段) を示し, Fig. 4 (d)と Fig. 5 (d)はグラフの凡例を示す. これらの

(a) Deformation and vonMises strain contour using UF1

(b) Deformation and vonMises strain contour using UF2

Fig. 3 Deformation (Scale : 10% model size) and strain contour of solder balls.

Table 3 Deformation, stress and strain in one temp. cycle.

Corner location on balls section	Total deformation in diagonal of ball (nm)		Range of Max. principal stress (MPa)		Range of strain (%)			
					Max. shear strain		Creep strain	
Side ball	UF1	UF2	UF1	UF2	UF1	UF2	UF1	UF2
Lower left	1408	916	46.6	25.9	0.52	0.22	0.52	0.23
Upper right			-4.7	-12.1	1.13	0.57	0.80	0.43
Lower right	1173	779	20.3	7.6	0.33	0.18	0.35	0.15
Upper left			8.6	21.9	0.15	0.16	0.09	0.11
Central ball								
Lower left	1046	719	20.1	5.9	0.38	0.18	0.38	0.17
Upper right			-18.9	-21.4	0.25	0.18	0.18	0.12
Lower right	950	668	15.2	2.6	0.38	0.20	0.35	0.17
Upper left			-16.4	-15.9	0.11	0.09	0.05	0.04

Fig. 4 Stress and strain plots of solder balls using UF1.

Fig. 5 Stress and strain plots of solder balls using UF2.

観測位置は、多くの文献によく報告されているはんだ接合部の評価位置と一致している^{1), 3), 5)~12)}

アンダーフィル材の弾性率を2.5倍にした場合の解析結果は、はんだボールの最大せん断ひずみとクリープひずみ

の値は約1/2, 最大主応力値は約2/3, はんだボールの対角線の変形量は約2/3になっていることがわかる。応力の改善と比べてひずみの低減が卓越している^{1), 3), 7), 10), 11)} ICパッケージとPCB基板の間のCTEミスマッチにより、はんだ接合部にせん断変形が生じ、外側周辺のはんだボールの変形およびひずみがともに大きくなっている^{1), 7)}

アンダーフィルの剛性向上が、はんだ接合部の補強に効果があることがこの事例で証明された^{1), 3), 9)~11)}これらのクリープ解析によって得られた応力、ひずみおよびクリープひずみは、はんだ接合部の強度評価に用いられる^{4)~6), 10)}

4 熱変形に及ぼすパッケージ寸法の影響

構造体の変形と剛性は構造の寸法に大きく関係するため、ここで一列14ピンのBGAパッケージのモデルを取り上げ、はんだ接合部に及ぼす影響を検討する。

はんだ接合部の構成は前記の4ピンモデルと同じである。Fig. 1に示すモデルと比べて、BGAのピン数だけを変更して、14ピンとする。ICパッケージは長さ11.96mm、厚さ0.9mm、幅0.84mmで、PCB基板は長さ14.46mm、厚さ1.2mm、幅0.84mmである。対称性を利用し、その半分のモデルを取り出した。解析対象としたFEMモデルをFig. 6に示す。

各部材の物性値は前例と同じTable 1とTable 2に示すデータを用いる。アンダーフィル材はTable 2に示すUF1材料データを適用する。解析に用いる熱負荷と拘束条件は前例と同じとして、クリープ解析を行った。

このモデルについて、前例と同様に解析結果を整理する。解析結果の一部として、はんだボールの中心を通る縦断面での最大せん断応力コンターと変形をFig. 7(a)

Fig. 6 Cross section of 14pin FEM model.

(a) Deformation & max. shear stress contour on solder balls

(b) Deformation & max. shear strain contour

Fig. 7 Stress, strain and deformation (Scale : 30% model size) in 14pin FEM model.

に, モデルの変形とせん断ひずみのコンターを Fig. 7 (b) にまとめる. Fig. 7 (a) のはんだボールの背景に変形前の形状を示す. 熱膨張により外周側のはんだボールの4頂点にはそれぞれ最大ひずみ, 最大変形, および最大応力が生じ, 中央部のはんだボールに最大変位が生じる.

はんだボールの中心を通る縦断面において, 外周側のはんだボールと中央部付近のはんだボールのそれぞれの4頂点位置での最大主応力, 最大せん断応力, 最大せん断ひずみ, クリープひずみおよびY方向での変位をそれぞれ Fig. 8 (a)~(e) に示す. 図の横軸は温度負荷 (K, 上段) とクリープ時間 (s, 下段) を示し, Fig. 8 (f) はグラフの凡例を示す. 前例の4ピンモデルの解析結果と比べて, モデルが長いほど, 曲げ剛性が相対的に低下し, はんだ接合部の応力, ひずみおよび変位とも大きくなっている. 特に, はんだボールの端部でのせん断変形と, 中心部付近での面外変形が顕著である.

5 最適化解析の提案

5.1 最適化手法

アンダーフィルのはんだ接合部を補強できることが知られている.^{1), 3), 5), 9)-14)} 熱負荷を受ける構造の剛性と変形は, 材料の弾性率と CTE に支配される. 何らかの手法でアンダーフィル材料の材質を変動させ, はんだボールへの最適な補強を得ることを考える.

ここでアンダーフィル材料の物性値を変数とし, はんだボールの変形を目的関数にして, その変形を最小にする最適化手法を取り入れる.¹⁾ はんだ接合部において, 各部材間の接合界面でははく離やすべりのない連続体とし, 汎用の有限要素法を適用する.

Fig. 8 Stress, strain and translation plots of solder balls using UF1 in 14pin FEM model.

アンダーフィル材料の縦弾性率 E , せん断弾性率 G と CTE を設計変数ベクトル $\mathbf{V}$ (E, G, CTE) とすれば, FEM モデルの熱変形解析により, 次の式

$$F(\mathbf{V}) = \sum_{i,j} [\text{ND}_{ii}(\mathbf{k}) - \text{ND}_{jj}(\mathbf{k})]^2 \quad \mathbf{k} = x, y, z \quad (1)$$

によって, はんだ接合部の変形量を算出することができる.

ここに, $F(\mathbf{V})$ は E, G と CTE から熱変形の値を算出する目的関数である. ND_{ii} と ND_{jj} は, はんだボールの中心を通る縦断面において, 対角する上下頂点の節点変位である. 小文字 x, y, z は節点の x, y, z 自由度方向を示す.

はんだボールのローカル熱変形のイメージを Fig. 9 (a) に, はんだ接合部のグローバル熱変形を Fig. 9 (b) にまとめて示す. Fig. 9 (a) に示すように, 対角する四つの頂点節点 ND_{ii} と ND_{jj} での x, y, z 方向の変位を求めることで, はんだボールのローカル変形を計算できる. 外周側のはんだボールと中央部付近のはんだボールの中心を通る縦断面において, Fig. 9 (b) に示すように, 対角する頂点節点の x, y, z 方向の変位からグローバル変形を計算する.

アンダーフィル材料の弾性率と CTE を変数 $\mathbf{V}$ (E, G, CTE) とするはんだ接合部の変位応答 $F(\mathbf{V})$ は有限要素によって求められるが, 目的関数 $F(\mathbf{V})$ は設計変数ベクトル $\mathbf{V}$ の関数として, 次の近似多項式

$$F(\mathbf{V}) = a_0 + a_1 V + a_2 V^2 \quad (2)$$

を用いて近似することができる.

設計変数 $\mathbf{V}$ (E, G, CTE) に対し, 初期値の $\mathbf{V}_0$ を与え, 有限要素解析で求めたはんだボールの変位応答 F_0

$$F_0 = a_0 + a_1 V_0 + a_2 V_0^2 \quad (3)$$

を得るとき, 第一回の試行解析によって, 式 (2) から勾配 F'_0 および係数 a_0, a_1, a_2 は次式

$$F'_0 = a_1 + 2a_2 V_0 \quad (4)$$

$$F_1 = a_0 + a_1 V_1 + a_2 V_1^2 \quad (5)$$

によって得られる. 得られた設計変数ベクトル $\mathbf{V}_1$ を FEM モデルに適用し, 同じ手順で次の $\mathbf{V}_2$ が求められる.

このように設計変数ベクトル $\mathbf{V}$ (E, G, CTE) の試行値 $\mathbf{V}_i$ により, FEM モデルの熱変形解析を行い, 目的関数

(a) Local deformation and control points

(b) Global deformation and control points

Fig. 9 Deformation of solder joint and control points.

F (V) であるはんだ接合部の熱変形応答 F を最小化する最適化ルーチンに帰着することができる。

繰り返し解析により、 F_i が最小値に収束すれば、対応する V_i が最適化されたアンダーフィル材料の弾性率と CTE となる。

5・2 最適化結果の有効性の検証

ここで Fig. 6 に示す 14 ピンの FEM モデルを用い、最適化解析を行い、最適化手法の有効性を検証する。

解析では、設計変数 E, G と CTE の代わりに、アンダーフィル材料の CTE, 縦弾性率 E およびポアソン比 ν を変数とし、Fig. 6 に示す 14 ピンの FEM モデルに対して、はんだ接合部の変形応答の最小化解析を行う。設計変数の変動条件および離散化制限条件を Table 4 に示すように設定する。

熱変形解析では、モデル全体の初期温度を 298K、負荷温度を 363K として、温度負荷を与える。

熱変形解析を NX Nastran によって行い、最適化解析を汎用最適化ツール DOT を用いて行った。このモデルについて、最適化解析は 40 サイクルで収束した。設計変数とするアンダーフィル材料の弾性率と CTE に関する最適化の解析結果を Table 4 の最右列に示し、収束履歴を Fig. 10 に示す。これらの結果は多くの試行解析および実験結果と良く一致している^{3), 9)~14)}

最適化されたアンダーフィル材の物性値を用いて、再度クリープ解析を行い、その解析結果の一部を Fig. 11 と Fig. 12 に示す。Fig. 11 は Fig. 8 と同じ、はんだボールの中心を通る縦断面において外周側ボールと中央部付近のボールの 8 つ頂点位置での最大主応力、最大せん断応力と最大せん断ひずみ、クリープひずみおよび Y 方向での変位を示す。最適化前後における最外周のはんだボールの頂点位置での応力とひずみのヒステリシスループを Fig. 12 に示す。最適化によって、はんだボールの応力、ひずみおよび最大応力を生じる位置などが大幅に改善さ

Fig. 11 Stress, strain and translation plots of solder balls using optimized underfill in 14pin FEM model.

Fig. 12 Hysteresis loops plots of stress-strain in solder ball.

れていることがわかる。特に最大せん断ひずみおよびクリープひずみの変動幅は 1/2 ~ 1/3 以下に著しく低減されている。

6 結 言

本論文では、はんだ接合部に組み合わせた材料の CTE ミスマッチを考えた上で、アンダーフィル材料の剛性およびパッケージの寸法が、はんだ接合部の強度に及ぼす影響を検討した。これらの数値解析に基づき、最大熱変

Table 4 Design variables and limit values.

Design variables	Initial value	Lower bound	Upper bound	Increment	Optimized value
Young's modulus (MPa)	11000	2000	20000	100	12800
Poisson's ratio	0.33	0.3	0.42	0.1	0.3
CTE (ppm/K)	49	40	200	1	40

Fig. 10 Convergence histories of optimal variables.

形差の発生位置や不整合を統一的に表現できることを示した。また、最適化手法を取り入れ、アンダーフィル材料の物性値を設計変数にして、はんだボールの熱変形応答に対する最適化解析を行い、適切なアンダーフィル材料の物性値を求め、はんだ接合部に最適な補強を求める方法を確立した。

異種材料のCTE ミスマッチおよび、アンダーフィル材料の剛性、ICパッケージの寸法などが、はんだ接合部の熱変形、ひずみ、応力およびクリープに大きな影響を与えることを数値解析によって明らかにした。

最適化手法を用いて、適切なアンダーフィル材料の物性値を求め、はんだ接合部の応力およびひずみを改善することができた。これによって、パッケージを実装するとき、アンダーフィル材料を選択することができる。

この最適化方法は有限要素解析によるはんだボールの熱変形の応答値を取り込んで、さまざまな拘束条件、温度条件、パッケージの寸法を考えたとうえで、最適化を行うことが可能であり、材料を選択するだけでなく、期待する物性値を持つ材料の開発や、はんだ接合部の最適構造設計を行う手法としても有効である。

参 考 文 献

- 1) X. Luo, M. Mizoguchi and K. Kokubo, "Stress evaluation and optimizing properties of underfill by means of the minimized thermal deformation on solder joint", *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol.59, No.9, pp.699-704 (2010).
- 2) M. L. Wu, "Design of experiments to investigate reliability for solder joints PBGA package", *Microelectronics Reliability*, Vol.50, pp.127-139 (2010).
- 3) S. Wen, "Design and analysis of a dimple array interconnect technique for power electronics packaging", Ph.D. Thesis, Virginia Polytechnic Institute and State University USA, pp.59-177 (2002).
- 4) M. Mukai, T. Monda, K. Hirohata, H. Takahashi, T. Kawakami and K. Takahashi, "Damage path simulation of solder joints", *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol.72, No.721, pp.1364-1369 (2006).
- 5) J. H. L. Pang and D. Y. R. Chong, "Flip chip on board solder joint reliability analysis using 2-D and 3-D FEA models", *IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies*, Vol.24, No.4, pp.499-506 (2001).
- 6) J. H. L. Pang, C. W. Seetoh and Z. P. Wang, "CBGA solder joint reliability evaluation based on elastic-plastic-creep analysis", *Journal of Electronic Packaging, Transactions of the ASME*, Vol.122, pp.255-261 (2000).
- 7) X. Zhang, "Chip package interaction (CPI) and its impact the reliability of flip-chip packages", Ph.D. Thesis, The University of Texas USA, Chapter 2, pp.33-70 (2009).
- 8) John H. Lau and Stephen H. Pan, "Creep behaviors of flip chip on board with 96.5Sn-3.5Ag and 100In lead-free solder joints", *International Journal of Microcircuits and Electronic Packaging*, Vol.24, No.1, pp.799-804 (2001).
- 9) IPC J-STD-030, "Guideline for selection and application of underfill material for flip chip and other micro-packages", IPC-Association Connecting Electronics Industries USA, pp.20-24 (2005).
- 10) J. Zhang, "Fatigue crack propagation behavior of underfill materials in microelectronic packaging", *Materials Science and Engineering A*, Vol.314, Issues 1-2, pp.194-200 (2001).
- 11) Y. L. Zhang, D. X. Q. Shi and W. Zhou, "Reliability study of underfill/chip interface under accelerated temperature cycling (ATC) loading", *Microelectronics Reliability*, Vol.46, pp.409-420 (2006).
- 12) M. C. Larson, M. A. Verges and X. Liu, "Residual compression in area array packages induced by underfill shrinkage", *Microelectronics Reliability*, Vol.46, Issues 2-4, pp.496-502 (2006).
- 13) V. Wakharkar, C. Matayabas, E. Lehman, R. Manepalli, M. Renavikar, S. Jayaraman and V. L. Bonheur, "Materials technologies for thermomechanical stress management of organic packages", *Intel Technology Journal*, Vol.9, Issue 4, pp.309-323 (2005).
- 14) H. Lu, K. C. Hung, S. Stoyanov, C. Bailey and Y. C. Chan, "No-flow underfill flip chip assembly- an experimental and modeling analysis", *Microelectronics Reliability*, Vol.42, Issues 8, pp.1243-1248 (2002).