

①

繊維強化プラスチックの疲労特性および
構造部材としての破壊挙動に関する研究

平成3年5月

おお さか かつ ひこ
逢 坂 勝 彦

目次

序論	1
第1編 繊維強化プラスチックの疲労特性	11
第1章 低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響 11	
1.1 温度環境下における引張強度の応力速度依存性	11
1.1.1 緒言	11
1.1.2 実験方法	11
1.1.2.1 試験片	11
1.1.2.2 試験方法	12
1.1.3 実験結果および考察	13
1.1.3.1 データのワイブル分布による解析結果	13
(a)ワイブルプロット	13
(b)解析結果	17
1.1.3.2 引張強度の応力速度依存性	17
1.1.3.3 破壊モードとモデルのパラメータ評価	20
1.1.4 結言	22
1.2 低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響	25
1.2.1 緒言	25
1.2.2 実験方法	25
1.2.3 実験結果および考察	26
1.2.3.1 対数正規分布による疲労寿命データの解析	26
1.2.3.2 疲労寿命への周波数の影響	29
1.2.3.3 疲労強度の評価	30
1.2.3.4 ひずみ応答と疲労破壊	33
1.2.4 結言	35

第2章 温度環境下における低サイクル疲労挙動	37
2.1 温度環境下の静的破壊過程におけるAE応答	37
2.1.1 緒言	37
2.1.2 AEパラメータ	37
2.1.3 実験方法	39
2.1.3.1 試験片	39
2.1.3.2 試験方法	39
2.1.4 実験結果および考察	40
2.1.5 結言	44
2.2 AE法による温度環境下における低サイクル疲労挙動の測定	45
2.2.1 緒言	45
2.2.2 実験方法	45
2.2.3 実験結果および考察	45
2.2.3.1 疲労進行に伴うAEカウンタの変化	45
(a)発生パターン	45
(b)AEカウンタと破壊繰返し数の関係	47
(c)領域IにおけるAEの特徴	49
(d)領域IIにおけるAEの特徴	50
(e)破壊までの全AEカウンタ	51
2.2.3.2 環境温度のAEカウンタ発生パターンに対する影響	51
2.2.4 結言	55
第3章 疲労破壊シミュレーション	57
3.1 ひずみ測定結果に基づく疲労破壊シミュレーション	57
3.1.1 緒言	57
3.1.2 低サイクル疲労モデル	57
3.1.3 実験方法	60
3.1.4 実験結果	61

3.1.5 シミュレーション手順と結果	62
3.1.5.1 モデルパラメータの評価	62
3.1.5.2 シミュレーション手順	66
3.1.5.3 シミュレーション結果	67
3.1.6 結言	68
3.2 AE測定結果に基づく疲労破壊シミュレーション	69
3.2.1 緒言	69
3.2.2 実験方法	69
3.2.3 実験結果	70
3.2.3.1 静的変形破壊におけるひずみとAEの関係	70
3.2.3.2 低サイクル疲労におけるAEカウンタと破壊繰返し数の関係	71
3.2.4 低サイクル疲労破壊シミュレーション	73
3.2.4.1 低サイクル疲労におけるひずみ変化よりAE応答を算出する方法	73
3.2.4.2 低サイクル疲労におけるひずみ応答のモデル化	75
3.2.4.3 低サイクル疲労破壊シミュレーション	79
3.2.5 結言	81
第4章 疲労損傷による機械的性質低下のAE法による評価	83
4.1 緒言	83
4.2 実験方法	83
4.2.1 試験片	83
4.2.2 実験方法	84
4.3 実験結果および考察	85
4.3.1 S-N曲線および残留強度と剛性保持率の関係	85
4.3.2 AEリングダウンカウンタによる機械的性質低下の評価	87
4.3.3 AEイベントカウンタによる機械的性質低下の評価	90
4.3.3.1 疲労負荷を受けた試験片のAE振幅分布	90

4.3.3.2	A_H/A_T による機械的性質低下の評価	91
4.3.3.3	80dB以上の振幅のAEイベントの発生源	94
4.3.4	内部クラックとAEパラメータの関係	94
4.4	結言	98
第2編	構造部材としての破壊挙動	99
第5章	箱型、円筒形状はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における 衝撃強度	99
5.1	緒言	99
5.2	実験方法	99
5.2.1	試験片	99
5.2.2	実験装置	100
5.2.3	実験方法	102
5.3	実験結果および考察	102
5.4	結言	110
第6章	平板接着継手の破壊挙動	111
6.1	平板接着継手の静的荷重下の破壊挙動	111
6.1.1	緒言	111
6.1.2	実験方法	111
6.1.2.1	試験片	111
6.1.2.2	実験方法	113
6.1.3	実験結果および考察	113
6.1.3.1	破壊荷重	113
6.1.3.2	AEリングダウンカウント	115
(a)	シングルラップ継手	115
(b)	ダブルバット継手	116
6.1.3.3	AE振幅分布およびAE信号発生位置	118
(a)	MLおよびMTL試験片	118
(b)	RLおよびRTL試験片	120

(c)	MDおよびMTD試験片	120
(d)	RDおよびRTD試験片	123
6.1.4	結言	125
6.2	平板接着継手の衝撃強度	127
6.2.1	緒言	127
6.2.2	実験方法	127
6.2.2.1	試験片	127
6.2.2.2	実験方法	128
6.2.3	実験結果および考察	128
6.2.3.1	データの統計的処理	128
6.2.3.2	衝撃強度と静的強度の関係	132
(a)	ガラスマット接着継手試験片	135
(b)	ガラスクロス接着継手試験片	135
6.2.4	結言	137
第7章	円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動	139
7.1	円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動	139
7.1.1	緒言	139
7.1.2	実験方法	139
7.1.2.1	試験片	139
7.1.2.2	実験方法	140
7.1.3	実験結果および考察	142
7.1.3.1	破壊強度	142
7.1.3.2	接着部の破壊過程	143
(a)	ひずみによる測定	143
(b)	AEによる測定	145
7.1.4	結言	152
7.2	円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動 (接着不良の影響)	153

7.2.1 緒言	153
7.2.2 実験方法	153
7.2.2.1 試験片	153
7.2.2.2 実験方法	154
7.2.3 実験結果および考察	154
7.2.3.1 接着不良面積による強度および破壊過程への影響	154
(a) 曲げ負荷	155
(b) ねじり負荷	156
(c) 組合せ曲げ・ねじり負荷	160
(i) 曲げモーメント：ねじりモーメント=1：1の場合	160
(ii) 曲げモーメント：ねじりモーメント=1：2の場合	160
7.2.3.2 曲げおよびねじりモーメント比率の破壊強度への影響	161
7.2.4 結言	163
結論	165
参考文献	171
本研究に関する著者の公表論文	177
謝辞	179

序 論

近年、材料に対する高機能化および多機能化の要求がますます高まっている。その要求を満たす材料として複合材料が注目を集めている。複合材料は、2種類以上の材料を組み合わせることで成形することにより、素材単独では持つことのできない性質を発揮し得るようにした材料と規定されており¹⁾、まさにこれらの要求に答え得る材料と言える。複合材料は、ある材料を微小な板状片、粒子、繊維などの形状にして材料中に分散させた形態をしており、前者を分散相、後者をマトリックス相と呼んでいる。一般には繊維形状の分散相を使用した複合材料の力学特性がすぐれている。したがって、繊維を分散相とした繊維強化複合材料が構造用複合材料として使われている。一方、マトリックス相の材料としては、高分子、金属、セラミックスなどが使われている。これらのマトリックス材の中でも、特に高分子材料を使用した繊維強化プラスチック (Fiber Reinforced Plastics、以下、略してFRP) が最も多く実用に供されており、金属などの慣用材料に比べて多くの利点を有することから、本研究においては複合材料としてFRPを取り上げることとする。

FRPは、金属材料などに比較して比強度、比剛性において優れており、構造部材として使用すれば、構造物を軽量に製作することができる。特に、航空、宇宙分野、あるいは自動車などにおいては、この軽量であるということはその性能に直接影響を及ぼすため極めて重要であり、FRPを多用することにより大幅な性能の向上が期待される。しかし、FRPは航空機および自動車において使用されているものの、主要な構造部材としては利用されていないのが現状である。その原因としては、金属材料に比べて新しい材料であるためその使用の歴史が浅く、疲労データの蓄積が不十分であること、また疲労破壊過程も十分明らかにされていないことなど、長期間の使用に対する信頼性が劣っていることが挙げられる。また、FRPは疲労強度特性と同様、構造部材として使用された場合の組合せ荷重下の強度特性、あるいは継手構造の強度特性なども十分明らかにされているとは言えない。したがって、FRPの構造部材への使用を拡大する上において上に

述べた疲労特性などを明らかにする必要があるが、さらにFRPは、強化繊維を含んだマトリックス樹脂を硬化させることにより成形するため、成形時の熱収縮等による微細な欠陥を含みやすく、また負荷の初期において微細なクラック等の欠陥を発生する特徴を有している。したがって、これらの微細な欠陥を感度よく測定できることも、FRPを構造部材として使用する場合の欠陥の検査に必要であり、FRPの信頼性を向上する上で不可欠であると考えられる。以下、以上述べた研究項目を中心にFRPの研究状況を述べることにする。

ところで、FRPは強化繊維の形態により、連続繊維強化プラスチックと不連続繊維強化プラスチックの2種類に分類することができる。連続繊維強化プラスチックにおいては、連続繊維によって主に荷重が伝達されるのに対し、不連続繊維強化プラスチックにおいては、繊維が不連続であるためマトリックス材を介して各繊維に荷重が伝達される。したがって、不連続繊維強化プラスチックの方がその力学的挙動を記述することは困難となる。不連続繊維強化プラスチックに関して、一定長さの繊維による一方向強化材の機械的性質について、Coxによる研究を始めとして、多くの研究者によっていろいろなモデルによる研究が行われてきた^{2) - 6)}。特に、Kelly-Tysonはマトリックス材が塑性域に入る場合について解析を行ない、簡単な数式表現の解を求めた⁷⁾。また、この式は実際の状態をよく表すと言われており、よく使用されている。しかし、繊維相互間の干渉や繊維端における応力集中の発生などの種々の要因を考慮する必要があり、現在においてもその挙動を厳密に記述することは困難である。また、マトリックス材を介して各繊維に荷重が伝達されるため、連続繊維強化プラスチックより不連続繊維強化プラスチックの方が、マトリックス材の特性が大きく現れると考えられる。つまり、不連続繊維強化プラスチックのマトリックス材は高分子であるため、その機械的性質に粘弾性特性および温度の影響が大きく現れることが予想される。したがって、これらの特性について十分明らかにしておくことは、連続繊維強化プラスチックに比べ重要である。以上述べたように、不連続繊維強化プラスチックにおいては、静的強度特性についても理論的に厳密に明らかにされておらず、疲労強度特性を明らかにすることはさらに困難であることが予想される。また、疲労に関する研究もそれほど多く行われていない。

そこで、本研究では不連続繊維強化プラスチックについて疲労挙動を明らかにすることを目的とする。したがって、以下、不連続繊維強化プラスチックについての疲労に関する研究を中心に研究の状況について述べる。

不連続繊維強化プラスチックとしては、チョップドストランドガラスマット強化プラスチック（以下、ガラスマットFRPと略す）、Sheet Molding Compound（以下、SMCと略す）および不連続繊維強化熱可塑性プラスチックの3種類が主に使用されており、疲労に関する研究もこの3種類の材料について行なわれているものが多い。まず、ガラスマットFRPであるが、ハンドレイアップ法により比較的容易に成形ができ、その機械的性質がほぼ等方性であることなどから、FRPの現れた初期から使用されている材料であり、その疲労に関する研究も早い時期から行なわれている。初期の研究においてはガラスロービングクロス強化プラスチック（以下、ガラスクロスFRPと略す）とともにS-N曲線を求め、ガラス繊維強化プラスチック（以下、GFRPと略す）としての疲労強度が評価されている^{8) 9)}。BollerはガラスマットFRPおよびガラスクロスFRPについて、種々のマトリックス材よりなる平滑および切り欠き試験片の疲労寿命を種々の環境温度、湿度の下で求めている¹⁰⁾。また、水中における疲労寿命についても研究がなされている¹¹⁾。ガラスマットFRPの詳細な疲労に関する研究は、Owenらによって行なわれている^{12) - 14)}。彼らは疲労負荷を与えた試験片の断面を観察し、疲労損傷による弾性率の低下を調べて疲労損傷の評価を行なっている。また、破壊力学を使った疲労挙動に関する研究^{15) 16)}や低サイクル疲労に関する研究も行なわれている^{17) 18)}。

次に、SMCに関してはマトリックス樹脂あるいは繊維長さの疲労寿命に及ぼす影響を調べる研究^{19) 20)}や疲労試験片の断面の顕微鏡観察を行ない、疲労損傷を調べる研究が行なわれている^{21) 22)}。WangらはSMCについて系統的に疲労挙動の研究を行なっており、疲労き裂などの疲労による損傷の観察を行ない、き裂密度と剛性低下などの定量的関係を求め、その結果をもとにして疲労モデルを提案している^{23) - 27)}。また、熱可塑性高分子をマトリックス材とする不連続繊維強化プラスチックに関する疲労研究も行なわれている^{28) - 30)}。FRPにおいては高分子マトリックスの特性が大きく現れることから、特に環境温度および負

荷速度の疲労特性に及ぼす影響を明らかにしておく必要がある。不連続繊維強化プラスチックについての疲労寿命に及ぼす環境温度の影響については、低温において寿命が長く、高温において短くなることが報告されている^{9) 10)}。連続繊維強化プラスチックについては、McAbeeらがGFRPの引張強度へ及ぼす負荷速度および環境温度の影響を調べている³¹⁾。また、炭素繊維強化プラスチック(以下、CFRPと略す)について、0.1Hz以下の周波数で疲労寿命が周波数に比例し、それ以上では内部温度の影響が疲労寿命を短くする方向で影響を及ぼすことが報告されている^{32) 33)}。網島らは、朱子織GFRPの疲労寿命の負荷周波数依存性を調べ、0.1~1Hzでは疲労寿命が増加し、1~20Hzでは減少することを報告している³⁴⁾。SaffはCFRPについて積層構成の疲労寿命への影響を調べ、繊維が支配的な積層構成では周波数の疲労寿命への影響は少なく、マトリックスが支配的になるほど周波数の影響が大きくなると述べている³⁵⁾。

FRPの組合せ荷重下の破壊に関しては、組合せ荷重を試験片に加えて破壊させることが困難であるため、実験を行なっている研究は少ない。実験的研究としては、円筒試験片に内圧と軸方向荷重を組み合わせる円筒試験片に組合せ荷重を加え、破壊包絡線を求め、種々の破壊則により検討している場合が多い^{36) 37)}。池上らは、ガラス、炭素、アラミド繊維を強化材としてFilament Winding(以下、FWと略す)法により成形した円筒について、内圧と軸方向荷重による組合せ負荷試験を行ない、線形破壊力学とHoffmann則より組合せ荷重下の破壊則について検討している³⁸⁾。Sodenらはガラス繊維強化FW円筒試験片について同様の実験を行ない、各積層ごとの破壊を考慮した破壊則を報告している³⁹⁾。Owenらは平織ガラスクロスを円筒状に巻いた試験片について、内圧および軸方向荷重による組合せ負荷試験を静的および疲労負荷に関して行なっている⁴⁰⁾。そして、得られた実験結果を種々の破壊則により比較検討している。以上の組合せ荷重下におけるFRPの破壊に関する研究においては、各実験結果に最も良く当てはまる破壊則が異なっており、統一的な破壊則は提案されていないのが現状である。

接着継手に関する研究については、Goland and Reissnerによる接着層の応力解析が有名であり⁴¹⁾、後の研究者によりしばしば参照されている。Wahは被着材を均質直交異方性体として応力解析を行ない、複合材料接着継手の応力解析を可

能とした⁴²⁾。Hart-Smithはダブルストラップのバット接着継手あるいはシングルラップ接着継手について、接着剤の応力-ひずみ関係を弾性-完全塑性として非線形解析を行なっている^{43) 44)}。また、シングルラップ接着継手の解析においては大変形による幾何学的非線形性も考慮している。

最近ではコンピュータの発達により、古典的解析より有限要素法による解析が盛んに行なわれている。WriteはCFRPのダブルストラップのバット接着継手について、接着層を弾性-完全塑性体として有限要素法による応力解析を行ない、接着継手の破断時の接着層の最大主ひずみが接着剤の純粋せん断における破断ひずみに一致すると報告している^{45) 46)}。GFRP接着継手について有限要素法と破壊則を組み合わせ強度予測を行ない、被着材が比較的薄い場合には定性的に予測可能であることを報告している研究もある⁴⁷⁾。尾田らはFRPシングルラップ接着継手について、接着層を垂直力とせん断力のみで抵抗を示すばね要素として有限要素法による解析を行なっており、被着材の荷重方向の弾性率により接着部の応力集中が大きく左右されることを報告している⁴⁸⁾。網島らはFRPの積層構造を考慮した有限要素法による応力解析を行なっており、燐青銅薄板とエポキシ樹脂よりなるFRPモデル材を被着材とするシングルラップ接着継手について曲げ試験を行ない、解析結果との良い一致を得ている⁴⁹⁾。

以上はFRP接着継手について応力解析を主に行なった研究であるが、実験的研究については強化プラスチック協会がFRP接着委員会を設け、FRP接着継手について実験的研究を行ない、その報告を行なっている⁵⁰⁾。この研究においては、3種類のガラス繊維強化材、4種類の接着剤よりなるGFRP接着継手についてラップ長さの変化に対する強度変化を調べている。宮入らはGFRPシングルラップ接着継手について、モアレ法およびひずみゲージ法による測定を行ない、実験的に接着部の応力分布を求めている⁵¹⁾。接着継手においては、接着端部に応力集中が発生し強度に大きく影響することから、接着端部をテーパ形状にすることによる破壊強度上昇が予測される。したがって、接着端部の形状の強度特性に及ぼす影響に関して検討した研究も行なわれている^{52) 53)}。FRP接着継手の破壊モードは被着材の層間せん断であることが、上で述べたGFRP接着継手の研究においても報告されているが、CFRPを被着材とする接着継手におい

ても同様であると報告されている^{54) 55)}。

F R P 接着継手の衝撃強度に関する研究は皆無の状況であり、均質材料を被着材とするシングルラップ接着継手の光弾性による衝撃荷重下の弾性波の伝播を調べた研究⁵⁶⁾、今中らの金属接着継手の衝撃疲労強度に関する研究が報告されている程度である^{57) 58)}。

F R P 円筒接着継手については、円筒シェルとして古典的解析による単純重ね合わせ接着継手の研究⁵⁹⁾、また有限要素法による応力解析が行なわれている⁶⁰⁾。西野らは F R P 円筒接着継手について、短冊型接着継手試験片により強度試験を行ない、その結果をもとに接着部の破壊過程をモデル化し、有限要素法の弾性解析と組み合わせて非線形強度解析を行なっている⁶¹⁾。松尾らは G F R P 円筒と炭素鋼軸との接着継手について、引張負荷とせん断負荷の組合せ負荷条件下の強度解析を有限要素法と破壊則を組み合わせて行なっている⁶²⁾。

先に述べたように、複合材料は不均質材料であり成形時の初期欠陥を生じやすいため、非破壊検査が信頼性を向上する上で重要となる。複合材料の非破壊検査法には、超音波、電磁波、放射線、A E などを利用したものがある⁶³⁾。その中でも A E 法は、Prakash による複合材料の非破壊検査法に関するレビューにおいて多くのページ数を費やして解説されているように、非破壊検査法において重要な位置を占めている⁶⁴⁾。

静的負荷条件下における A E 法による F R P の研究はかなり行なわれているのに比べ、疲労負荷条件下における A E 法による研究はかなり少ない。G F R P について、Liptai は疲労損傷の進展につれて累積 A E カウントが増加すること⁶⁵⁾、また Becht は低サイクル疲労負荷初期において多くの A E が発生し、その後負荷サイクルの進展とともに減少し、破壊直前に再び A E カウントが多く発生することを報告している⁶⁶⁾。志波らは、朱子織 G F R P について、負荷繰り返し数と応力位相を含む A E 特性の測定および走査電子顕微鏡による破面観察を行ない、疲労損傷の進展に進展期と停留期があることを報告している⁶⁷⁾。G F R P に比べ、C F R P の A E 法による研究はかなり多く行なわれている。疲労負荷の初期において大きな A E エネルギーが測定され、負荷繰り返し数が増加するにつれて減少し、一定の A E エネルギーになることが報告されている^{68) 69)}。Fuwa らは疲労負

荷サイクルの進展において、繊維とマトリックスの間の応力分布が平衡状態になると A E の発生が止まると述べている^{70) 71)}。また、周波数解析や振幅分布の測定を行ない、その結果と超音波や X 線により損傷を測定して比較することにより疲労損傷進展過程を調べる研究が行なわれている^{72) - 74)}。また、ボロン繊維強化プラスチックおよび有機繊維強化プラスチックに関しても A E 法による研究が行なわれている^{75) - 77)}。

不連続繊維強化プラスチックについては、Harris らが静的強度の 50% から 75% の負荷応力範囲において、負荷サイクルの増加とともに A E の発生が徐々に減少し、その後の負荷サイクルでは発生しなくなることを報告している⁷⁸⁾。石根らはガラスマット F R P および S M C について、耐候性試験あるいは衝撃損傷を受けた試験片を使って低サイクル疲労を行ない、A E 測定を行なっている。そして、ガラスマット F R P および S M C は、疲労負荷初期においては A E の発生が多少異なるものの、その後の A E の発生はほぼ同じであり、A E 総エネルギーが負荷サイクルとともに直線的に増加すると報告している⁷⁹⁾。鈴木らは S M C の疲労試験を行ない、A E 波の周波数解析結果と微視的破面観察結果が良い一致を示すことを述べている⁸⁰⁾。また、鈴木らは不連続繊維強化ポリエチレンテレフタレートについても同様に A E による疲労挙動の研究を行なっている⁸¹⁾。関根らは炭素繊維 S M C について疲労時の剛性の変化と A E の測定を行ない、コンプライアンスと A E 総エネルギーの関係式を求めている⁸²⁾。

以上の点に鑑み、本論文においては、F R P を主要な構造部材として使用することを目的として、まず、第 1 編において、不連続繊維強化プラスチックであるガラスマット F R P についての疲労挙動について述べる。そして、第 2 編では、F R P を構造部材として使用する場合に重要となる接着継手および薄肉はりについて、その破壊挙動を明らかにする。

第 1 編、第 1 章においては、ガラスマット F R P の低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響について述べる。まず、1.1 節では、ガラスマット F R P の温度環境下における低サイクル疲労強度の周波数依存性を検討する上で必要な、温度環境下における引張強度の応力速度依存性について述べる。ガラスマット F R P の引張強度の応力速度依存性が低中温域と高温域で異なるこ

と、また、高温度域における破壊モードが応力速度により異なることなどを明らかにする。次に、1.2節では、ガラスマットFRPの低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響について述べる。疲労寿命は負荷周波数の増加につれて減少すること、また中応力速度の引張強度で標準化した負荷応力と疲労寿命の関係を明らかにする。

第2章においては、AE法を使って、低温域、中温域および高温域の温度環境下における、ガラスマットFRPの低サイクル疲労挙動について明らかにする。まず、2.1節では、異なる温度環境下における低サイクル疲労挙動をAE法を使って明らかにするため、異なる温度環境下における静的破壊過程のAE応答について述べる。試験片の破壊モードとAE特性がよく対応し、AE法によってガラスマットFRPの異なる温度環境下における破壊機構が識別可能であることを示す。次に、2.2節では、異なる温度環境下におけるガラスマットFRPの低サイクル疲労挙動をAE法を使って測定した結果について述べる。異なる温度環境下においてガラスマットFRPの低サイクル疲労においては、疲労損傷の進展につれて一定のAEカウンターの発生パターンが存在すること、また、AEカウンターと疲労寿命の間に一定の関係があることなどを明らかにする。

第3章においては、ガラスマットFRPの低サイクル疲労破壊シミュレーションについて述べる。まず、3.1節では、低サイクル疲労試験中のひずみ測定結果を基に、ひずみ測定結果に基づく疲労破壊シミュレーションを行なう。低サイクル疲労挙動を表す2つの統計パラメータを含む数学モデルを提案し、ガラスマットFRPのひずみ測定結果より得られた疲労破壊基準を統計解析に基づく信頼区間をも考慮して適用し、疲労破壊シミュレーションを行なった結果について述べる。次に、3.2節では、低サイクル疲労試験中のAE測定結果を基に、AE測定結果に基づく疲労破壊シミュレーションを行なう。低サイクル疲労を受けるガラスマットFRPについて、静的変形破壊におけるひずみとAEカウンターの関係、さらに疲労サイクル中のひずみおよびAEカウンターと疲労寿命との関係を使って、低サイクル疲労シミュレーションを行なった結果について述べる。

第4章では、曲げ疲労負荷により損傷を受けたガラスマットFRPの疲労損傷をAE法により評価する。異なる負荷応力振幅および負荷繰り返し数を与えた試

験片について、静的曲げ試験中のAE応答と疲労負荷による損傷の関係を調べ、AE法により疲労損傷を評価できることを明らかにする。

次に、第2編の内容について述べる。第5章においては、箱型あるいは円筒形状GFRP薄肉はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における、静的および衝撃強度について述べる。曲げ荷重とねじり荷重の組合せ比率を変えて実験を行ない、破壊包絡線を求め、最大仕事説に基づく破壊基準を簡略化して、薄肉はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊基準式について検討する。また、破壊モードと破壊強度の間の関係についても示す。

第6章では平板接着継手の静的および衝撃強度特性について調べた。まず、6.1節では、AE法を使って測定したGFRP平板接着継手の静的荷重条件下の破壊過程について述べる。2種類の継手形式、2種類の被着材よりなる接着継手について繰り返し負荷試験を行ない、AE応答と接着部の破壊進展の関係を調べ、被着材の材質および継手形式による接着部の破壊進展とAE応答の相違について明らかにする。また、継手端部をテーパ形状にすることによる破壊過程への影響についても述べる。次に、6.2節では、GFRP平板接着継手の衝撃荷重下の強度について述べる。2種類の継手形式および2種類の被着材よりなる接着継手について、ラップ長さと衝撃強度の関係、および被着材の材質による衝撃強度と静的強度の大小関係への影響について明らかにする。

第7章においては、GFRP円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下の破壊挙動をAE法を使って実験的に明らかにする。まず、7.1節では、GFRP円筒接着継手について、曲げ荷重とねじり荷重の組合せ比率を変化させて組合せ曲げ・ねじり試験を行ない、組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊条件式について検討する。そして、各負荷条件下における接着部近傍のひずみ変化およびAEの測定を行ない、各負荷条件下の破壊過程について明らかにする。次に、7.2節では、GFRP円筒接着継手の接着部に接着不良が部分的に存在する場合に、

組合せ曲げ・ねじり荷重下において強度、剛性および破壊過程がどのように変化するかについて述べる。GFRP円筒接着継手の接着不良部の面積およびその位置が、接着継手の機械的性質および破壊過程に及ぼす影響を検討し、接着不良部の面積およびその位置が破壊挙動に及ぼす影響を明らかにする。

最後に、結論において、本研究で得られた結果の総括を行なう。

第1編 繊維強化高分子複合材料の疲労特性

第1章 低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および 負荷周波数の影響

1.1 温度環境下における引張強度の応力速度依存性

1.1.1 緒言

高分子系複合材料であるGFRPの力学的特性が、温度条件および負荷速度条件の影響を受けることはよく知られている⁸³⁾。例えば、ガラス繊維強化不飽和ポリエステル樹脂について、ひずみ速度が $10^{-3} \sim 10^{-1} \text{s}^{-1}$ の範囲で変化すると、その引張強度は40%から60%の増加を示すなどの報告がある⁸⁴⁾。ところが、異なる温度条件下で負荷速度の影響がどのようになるのか、またどのような破壊モードであるかについては、まだ十分な研究がなされていないのが現状である。

本節においては、次節でGFRPの低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響を検討する際に必要となる、異なる温度条件下における引張強度の応力速度依存性について調べる。実験においては、4種類の環境温度条件下において負荷応力速度を3レベルに設定し、引張強度を測定した。そして、得られたデータを統計的手法に基づき解析し、引張強度と破壊モードに試験温度と負荷応力速度という2つの因子が、どのように係わりあっているかを明らかにする。

1.1.2 実験方法

1.1.2.1 試験片

本研究には 図1.1.1に示すようなタブ付短冊形試験片を用いた。試験片は強化材にチョップドストランドガラスマット（日本硝子繊維株：REM-450G-5）を、マトリックス材に不飽和ポリエステル樹脂（武田薬品工業株：Polymal 3272）を使

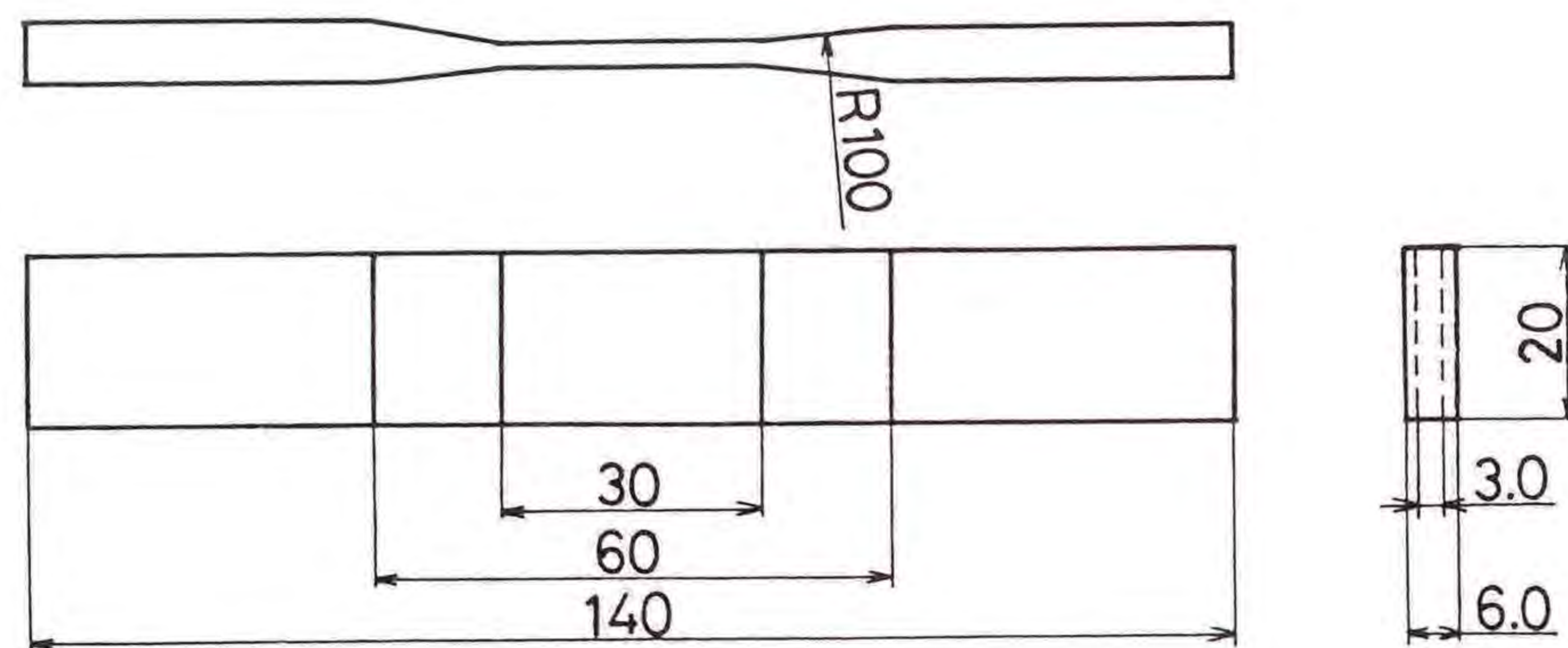


図1.1.1 試験片

用し、ハンドレイアップ法で成形してある。使用した不飽和ポリエステル樹脂は、マレイン酸、オルソフタル酸およびプロピレングリコールを主成分とするオルソフタル酸系の不飽和ポリエステル樹脂であり、熱変形温度は約69℃である。試験片のガラス体積含有率は34.2%、室温における引張弾性率は10.2GPa（いずれも平均値）である。

1.1.2.2 実験方法

引張試験にはインストロン型の引張試験機（島津製作所製：オートグラフDSS-5000）を用いた。試験片を試験温度に制御された恒温槽内に取り付け、試験片の取り替えの際には温度変化に対して十分注意を払い、試験温度に調整できたことを確認した後に試験を実施した。試験条件としては、4レベルの温度条件-20℃（低温域）、室温（約23℃）と60℃（中温域）および100℃（高温域）のもとに、各3種類の応力速度、0.98MPa/s、9.81MPa/sおよび490MPa/sを設定した。ただし、100℃の温度条件のもとでは、本研究に用いたガラスマットFRPの材料特性と試験機の負荷能力の制約より、負荷応力速度の最高値は294MPa/sとした。これらの応力速度は、クリープ、標準静的引張、低繰り返し速度の振動疲労の負荷応力速度範囲にある⁸³⁾。なお、各試験条件のいずれに対しても得られたデータの信頼性解析が可能ないように、試験片本数は最低15本とした。

1.1.3 実験結果および考察

1.1.3.1 データのワイブル分布による解析結果

(a) ワイブルプロット

各試験温度条件下におけるガラスマットFRPの引張強度に及ぼす応力速度の影響を調べるために、まず試験温度条件別に応力速度をパラメータとして、ワイブル確率紙上に引張強度をプロットした。図1.1.2(a)~(d)に、試験温度-20℃、23℃、60℃および100℃に対する結果を示す。なお、破壊確率の算出は平均ランク法により行なった。各図を観察してわかるように、全ての条件下でデータを直線に当てはめることは適当でないと考えられるので、いずれの場合についても、2母数ならびに3母数ワイブル分布を仮定して解析を進めることにした。すなわち、分布関数は2母数ワイブル分布に対しては、

$$F_2(x) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{x}{q_2} \right)^{p_2} \right\} \quad (1.1.1)$$

また、3母数ワイブル分布に対しては、

$$F_3(x) = 1 - \exp \left\{ - \left(\frac{x - w_3}{q_3} \right)^{p_3} \right\} \quad (1.1.2)$$

で与えられるので、この両者に関していずれの試験条件についても、形状母数 p_2 、 p_3 、尺度母数 q_2 、 q_3 および位置母数 w_3 を推定した。この場合、各母数の推定に際しては、2母数ワイブル分布に対して通常よく用いられる線形推定法により2母数 p_2 と q_2 を決定し、また3母数ワイブル分布の場合には、酒井、田中⁸⁵⁾が3母数ワイブル分布の母数推定法として最も適切であるとしている相関係数法により、3母数 p_3 、 q_3 、 w_3 を決めた。この結果に基づき、図1.1.2の各プロットに関して、2母数ワイブル分布に対しては実線で、3母数ワイブル分布に対しては破線でそれぞれ $F_2(x)$ と $F_3(x)$ を計算し描いた。また、推定した母数ならびにこれによって算出される平均値、標準偏差および変動係数(CV値)を各試験条件別に整理し、標本数とともに表1.1.1に示してある。表中、()内の数値は、3母数ワイブル分布に基づく解析結果である。なお、相関係数法による母数推定に際しては、位置母数決定のためのアルゴリズムにおいて、増分値は本研究で得られた試験データの大きさを考慮して、精度が引張強度の1の位まで

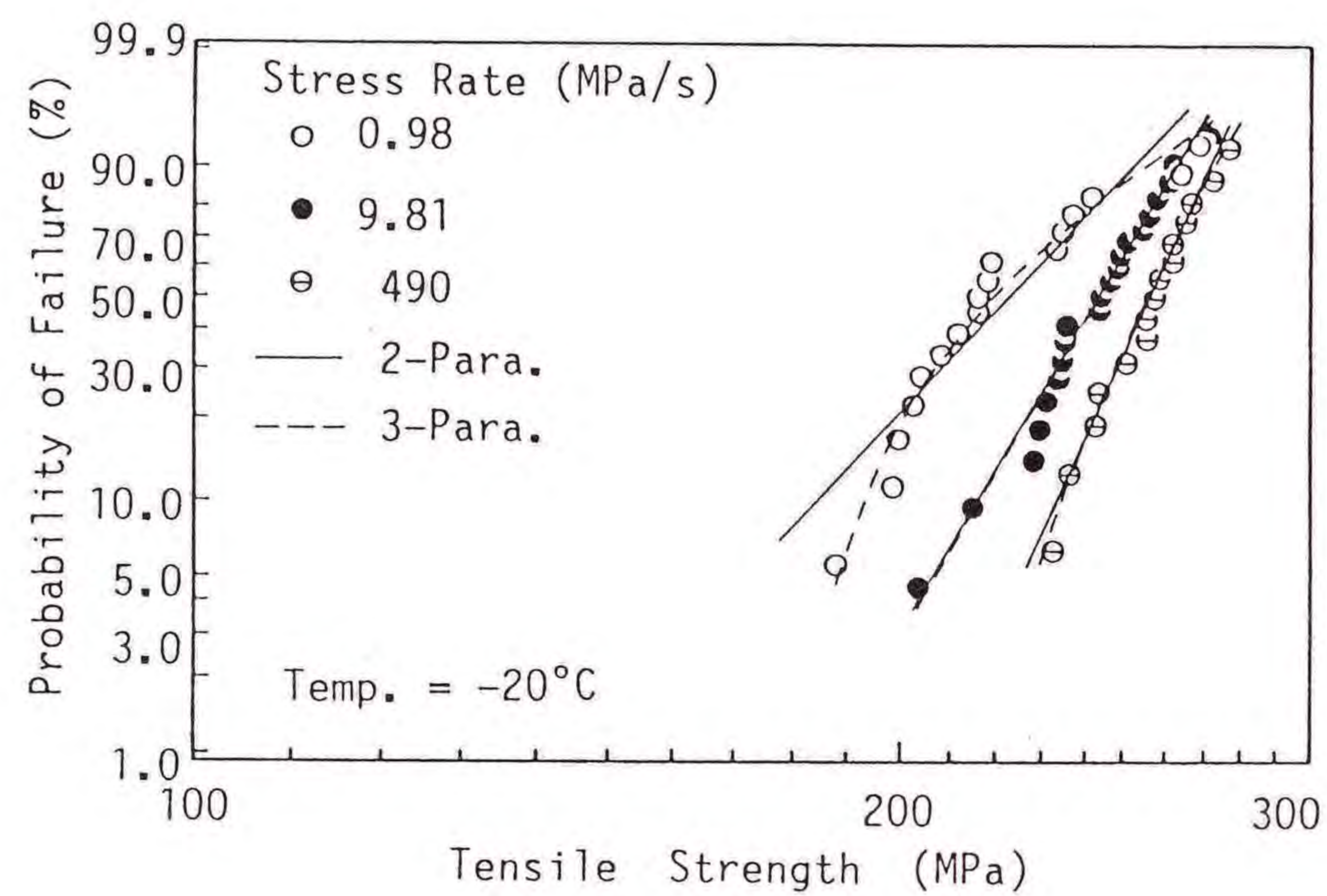


図1.1.2(a) 引張強度データのワイブルプロット (温度条件 -20°C)

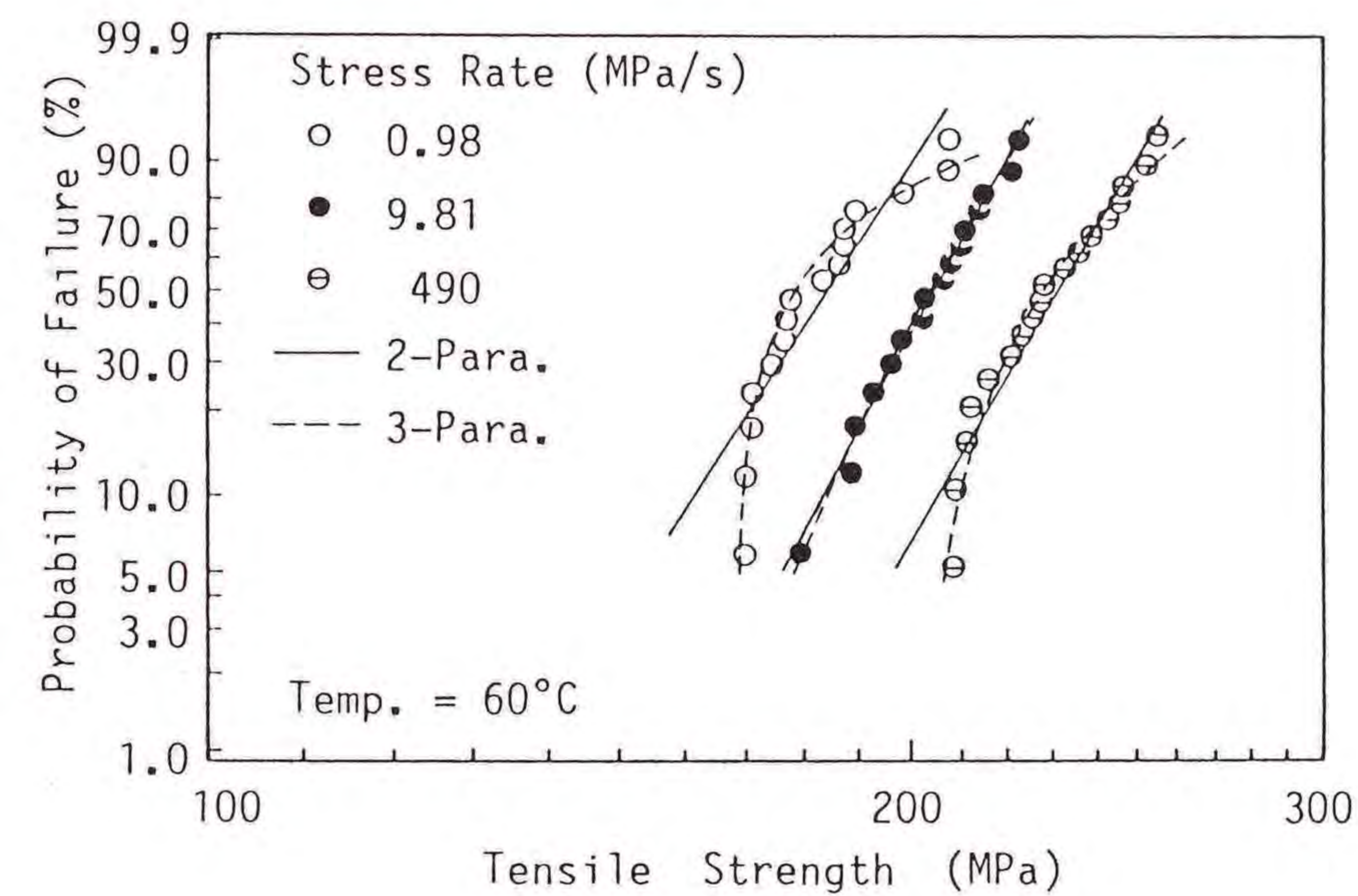


図1.1.2(c) 引張強度データのワイブルプロット (温度条件 60°C)

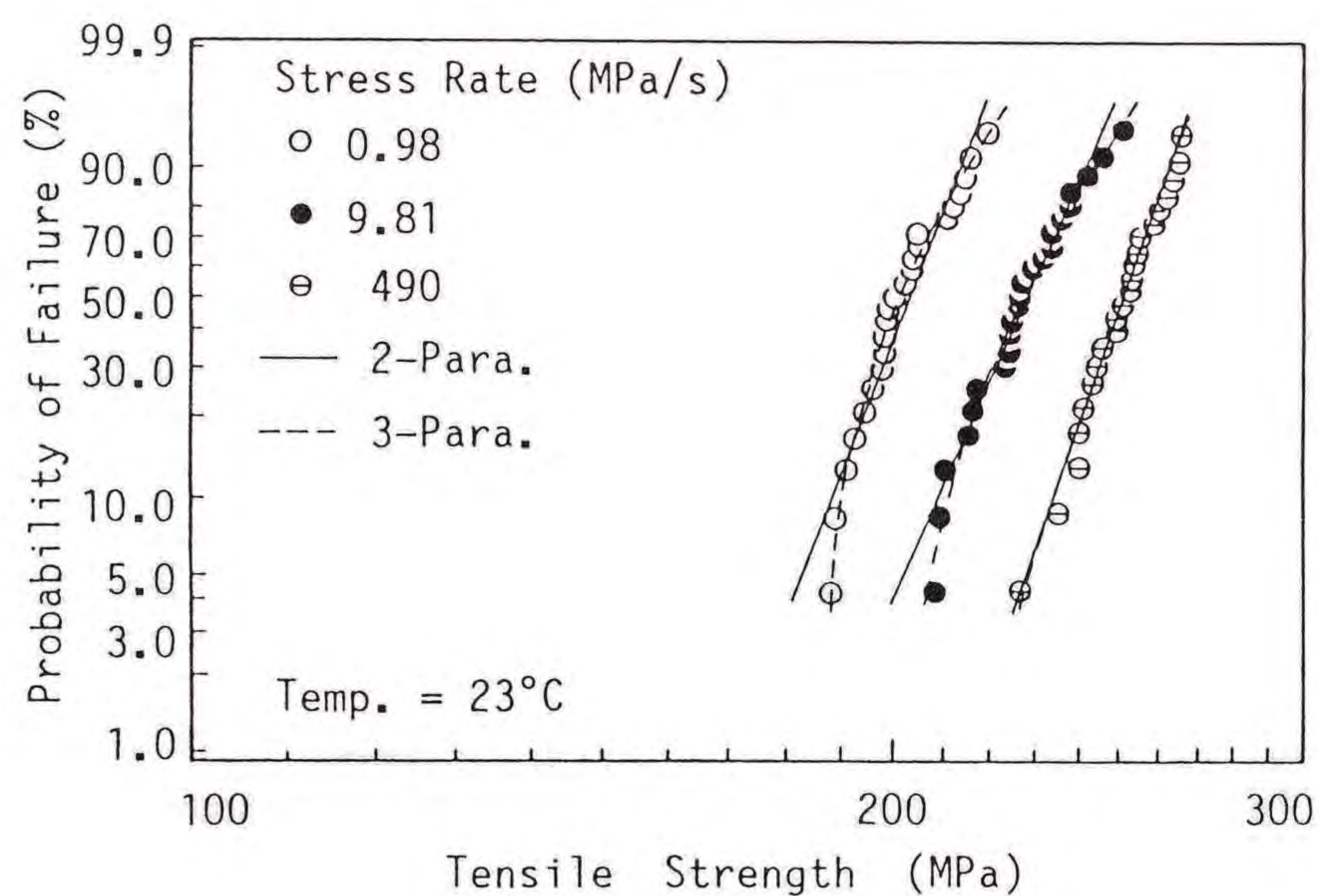


図1.1.2(b) 引張強度データのワイブルプロット (温度条件 23°C)

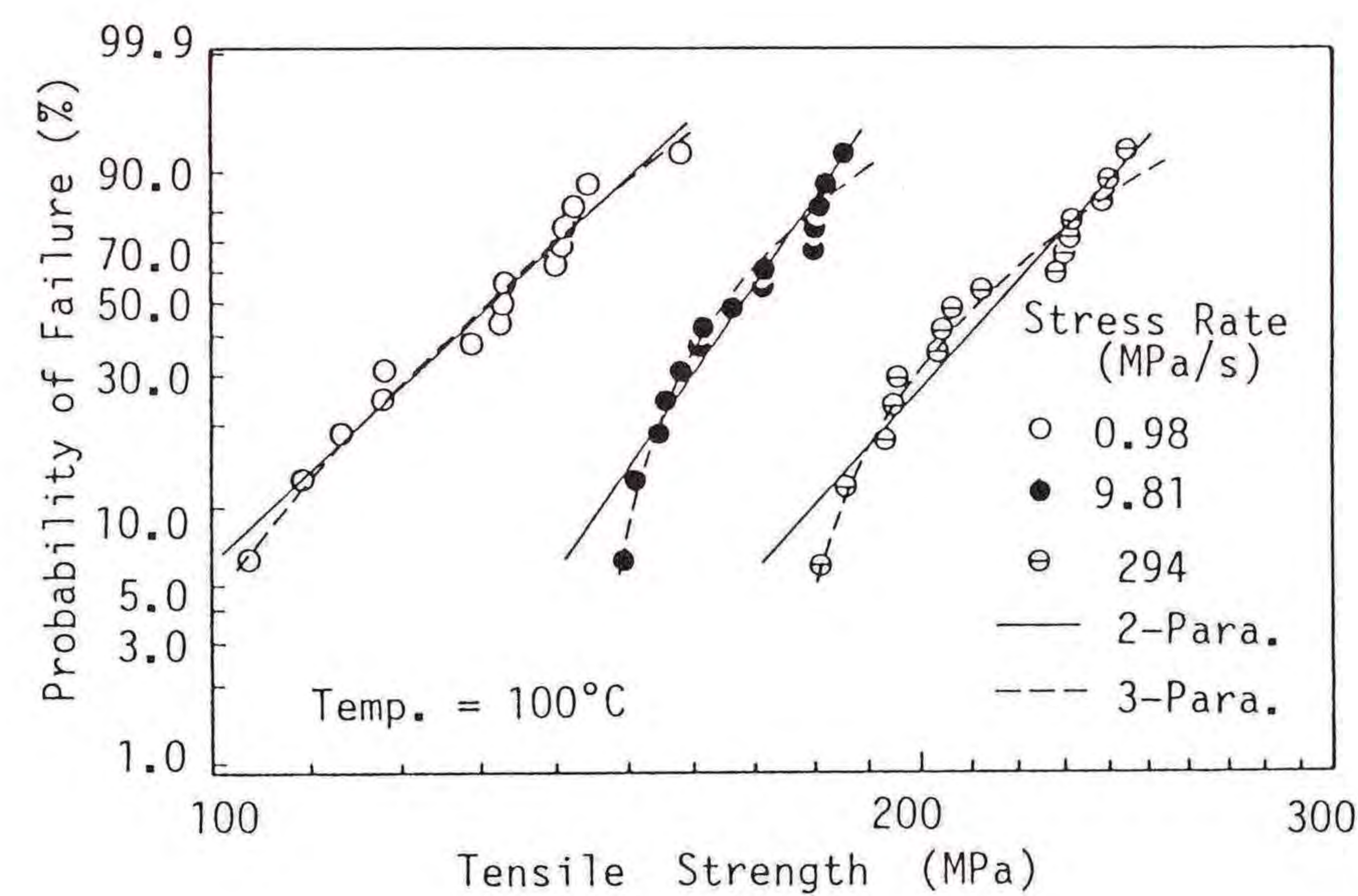


図1.1.2(d) 引張強度データのワイブルプロット (温度条件 100°C)

表1.1.1 引張強度の2母数ならびに3母数ワイブル分布に基づく解析結果

Temp. (°C)	Sample Size	Stress Rate (MPa/s)	p_2 (p_3)	q_2 (q_3)	w_3	Mean (MPa)	Standard Deviation	CV (%)
-20	17	0.98	10.1 (1.99)	232 (50.6)	- (177)	221 (222)	26.2 (23.5)	11.9 (10.6)
	21	9.81	15.8 (16.2)	250 (249)	- (0.68)	242 (242)	18.8 (18.4)	7.8 (7.6)
	15	490	20.6 (6.59)	261 (88.5)	- (172)	254 (255)	15.3 (14.7)	6.0 (5.8)
23	23	0.98	24.1 (2.30)	206 (23.6)	- (181)	202 (202)	10.4 (9.6)	5.2 (4.8)
	23	9.81	21.1 (3.12)	233 (40.0)	- (192)	227 (228)	13.4 (12.6)	5.9 (5.5)
	22	490	26.3 (12.9)	256 (126)	- (129)	251 (251)	11.9 (11.5)	4.7 (4.6)
60	16	0.98	14.6 (0.87)	189 (15.5)	- (169)	183 (185)	15.4 (28.3)	8.4 (15.3)
	16	9.81	17.4 (6.78)	209 (85.7)	- (123)	203 (203)	14.3 (13.9)	7.1 (6.8)
	18	490	15.9 (1.74)	237 (32.9)	- (201)	229 (230)	17.7 (17.4)	7.7 (7.6)
100	15	0.98	8.76 (4.24)	137 (70.5)	- (66.1)	130 (130)	17.7 (17.1)	13.6 (13.1)
	15	9.81	13.7 (1.56)	173 (25.9)	- (145)	167 (168)	14.9 (15.3)	9.0 (9.1)
	16	294	10.4 (1.87)	224 (50.6)	- (170)	214 (215)	24.8 (25.0)	11.6 (11.6)

保障されるように、引張強度の最小値の1/300とした。

(b) 解析結果

引張強度データが2母数ワイブル分布あるいは3母数ワイブル分布のいずれの分布に従うかは、図1.1.2を目視観察してわかるように、概して温度条件が低温域においては低応力速度に対して、また高温域においては高応力速度に対して、データが3母数ワイブル分布に適合している傾向にある。なお、中温域についてはこれといった特徴は見られないが、室温においてはいずれの応力速度の場合にもほぼ2母数ワイブル分布に従っていると考えてよい。

次に、引張強度のばらつきについて変動係数の値よりわかることは、低温域において応力速度が高くなるにつれてばらつきが小さくなり、中温域において応力速度の大きさにかかわらずほとんど変化が認められないものの、高温域において低速と高速の応力速度で大きくなっていることである。また、FRP材のばらつきの大小の目安になるCV値10%を基準にして引張強度のばらつきを考えると、室温においてはいずれの応力速度に対してもばらつきは小さく、本実験で用いた試験片は引張強度を調べる上で良好な試験片であると言える。一方、低温においては低応力速度に対して、高温においてはほぼ全応力速度に対して、CV値が10%に近いかあるいはそれ以上の値を示しており、引張強度のばらつきが大きくなる。なお、2母数ならびに3母数ワイブル分布の両分布より求めた平均値には、いずれの温度条件ならびに応力速度条件下においても差がないことがわかる。

1.1.3.2 引張強度の応力速度依存性

引張強度データの統計的解析結果より、引張強度Sは負荷応力速度 $\dot{\sigma}$ と試験温度T。によって変化することが明らかになった。そこで、引張強度を縦軸にとり、応力速度と試験温度を他の2横軸にとり、表1.1.1の2母数ワイブル分布に基づき得られた引張強度の平均値をプロットすると図1.1.3を得る。図からわかるようにガラスマットFRPの引張強度は同じ応力速度に対しては、温度レベルが高いほど低下することは周知のとおりであるが、同一温度条件下においては応力速度の上昇に伴い引張強度の向上が見られ、しかも試験温度が高くなるほど応力速

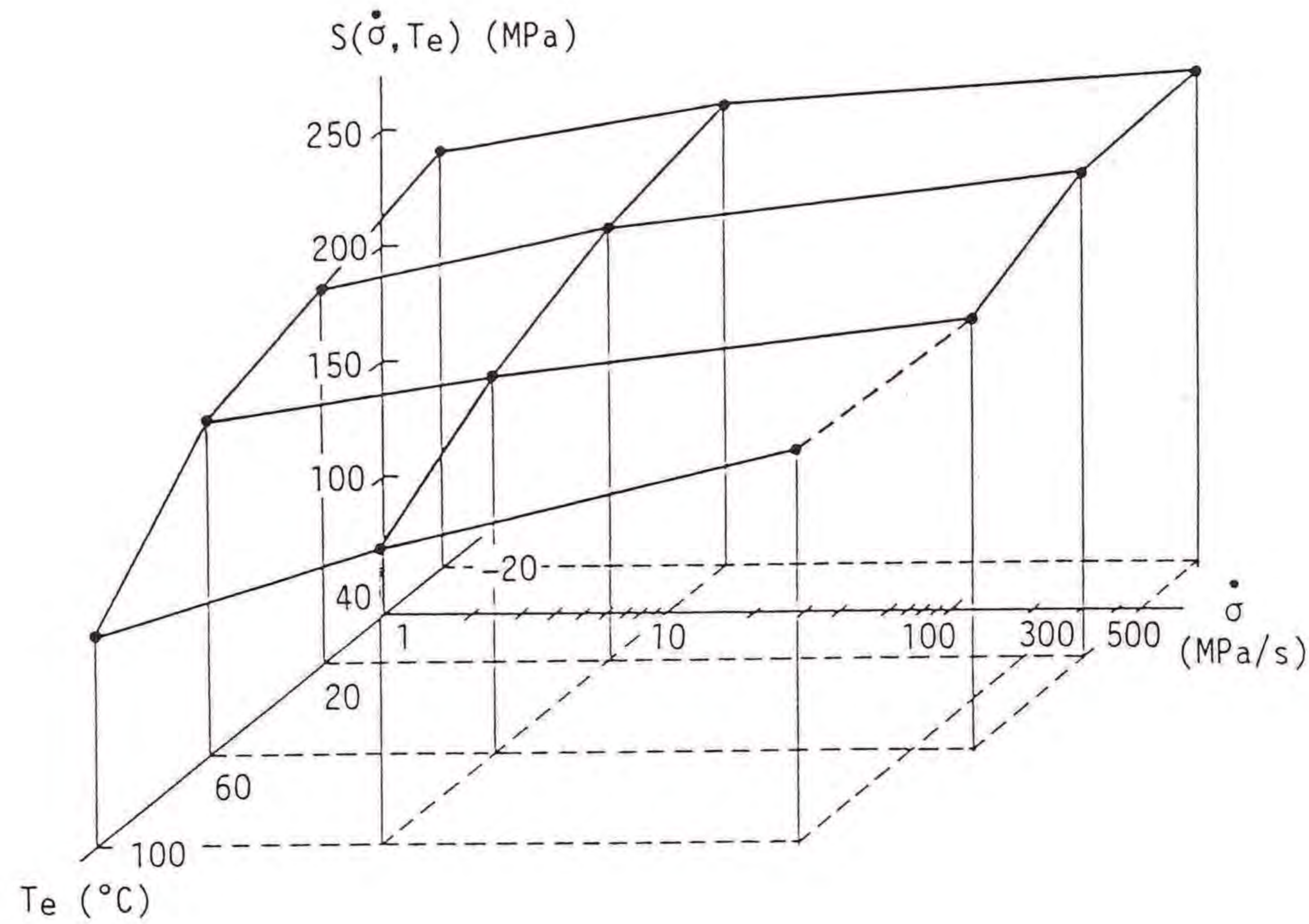


図1.1.3 引張強度と応力速度および試験温度の関係

度の依存性が強くなっていることは、ここで得られた新しい知見の一つである。すなわち、温度条件 -20°C においては14.9%、室温においては24.3%、 60°C においては25.1%そして 100°C においては64.6%の強度増加が、試験に適用した応力速度の範囲において見られる。

さて、このような各温度条件下における引張強度に及ぼす応力速度の効果をさらに詳しく検討するために、図1.1.4に示すように両対数線図上で、縦軸に引張強度を、横軸に応力速度をそれぞれとり、試験温度をパラメータにしてプロットすると、試験温度による応力速度依存性の程度が明らかになる。すなわち、各温度条件ごとに両対数線図上で直線回帰すると、最小二乗法により次式の各パラメータが表1.1.2のように決定できる。

$$S(\dot{\sigma}) = S_0 \dot{\sigma}^{n_1} \quad (1.1.3)$$

ただし、 n_1 は応力速度の依存性の程度を示すパラメータである。また、表中、 r は図1.1.4のデータの式(1.1.3)への適合度を表すパラメータで、1に近いほ

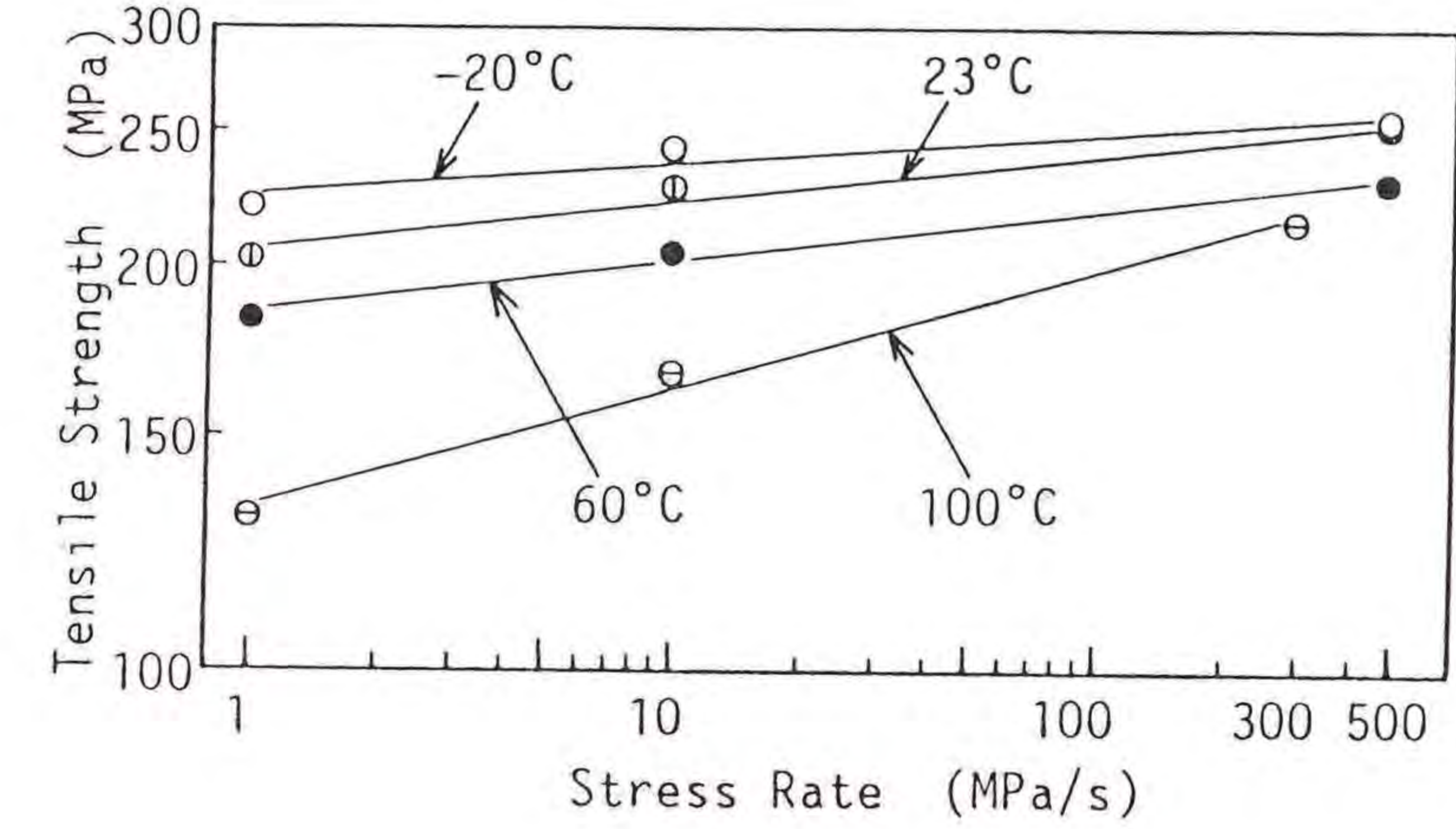


図1.1.4 引張強度の応力速度依存性

表1.1.2 各パラメータの計算値

Temp. ($^{\circ}\text{C}$)	S_0	n_1	r	λ
-20	224.4	0.022	0.91	-0.859
23	204.9	0.034	0.96	-0.780
60	184.3	0.036	0.99	-0.766
100	132.7	0.086	0.99	-0.411

ど曲線の当てはめがよい。したがって、各温度条件とも式(1.1.3)にデータがよく回帰し得るといえる。なお、先にも述べたように表1.1.2の n_1 の値からも、高温になるほど応力速度依存性が強いことがわかる。ここで、この n_1 の値、すなわち図1.1.4の直線の傾きが他の研究者によって報告されている結果と比較して、どの程度の値になっているかを検討してみる。三木・藤井⁸⁶⁾は、種々なGFRPの引張強度と応力速度との間に両対数グラフ上でほぼ直線関係があるとし、その勾配は平均して0.0453であることを、McAbee⁸⁷⁾らのデータと比較して報告している。ただし、応力速度範囲は $10^{-1} \sim 10^5 \text{MPa/s}$ と非常に広い。この結果か

らみると、今回の試験で得たデータは、室温または60°Cの中温域でほぼ近い値である。

1.1.3.3 破壊モードとモデルのパラメータ評価

以上述べたように、ガラスマットFRPの引張強度の応力速度依存性が試験温度によって異なることがわかった。この原因を試験片の破壊モードの点から検討してみる。

まず、各試験温度域における、特に高温域での破壊モードが応力速度によってどのようになっているのかを調べてみる。そこで、試験で破壊した試験片の典型的な破壊状況の例を図1.1.5の写真に示す。図において、高温域については3種類の応力速度条件に対して、他の温度域については最低負荷応力速度に対する破壊状況のみを示している。この写真から観察されるように、低温域と中温域では応力速度がたとえ低くても試験片の最終破断は繊維破壊によるものであり、応力速度レベルが変わっても破壊モードに大差がないのに対して、高温域においては低い応力速度の場合、明らかに破壊は繊維の引き抜けによっているが、高い応力速度に対しては繊維破断が破壊の原因となっていることがわかる。通常、高温域では、ガラスマットFRPの引張破壊は繊維の引き抜けによるものとされている⁸⁸⁾が、応力速度が高くなると繊維破断が原因であることが今回の試験で明らかにされた。かくして、高い温度条件下では応力速度が低くなるほど引張強度の低下が著しくなるが、応力速度が高い場合にはそれほど強度低下がみられない。このことは、表1.1.1または図1.1.1のデータからもわかる。

次に、“ガラス繊維の破壊が、材料の最終的な破壊に結びつくようなGFRPの損傷モデル”として文献(86)で提案された時間依存形確率損傷モデルに含まれるパラメータを、ここで得た各温度条件下の引張強度の応力速度依存性データを用いて評価することにする。そのモデルによると、GFRPの引張強度 S は次式によって与えられる。

$$\log S = n_1 \log \dot{\sigma} + \log C_s \quad (1.1.4)$$

ただし、

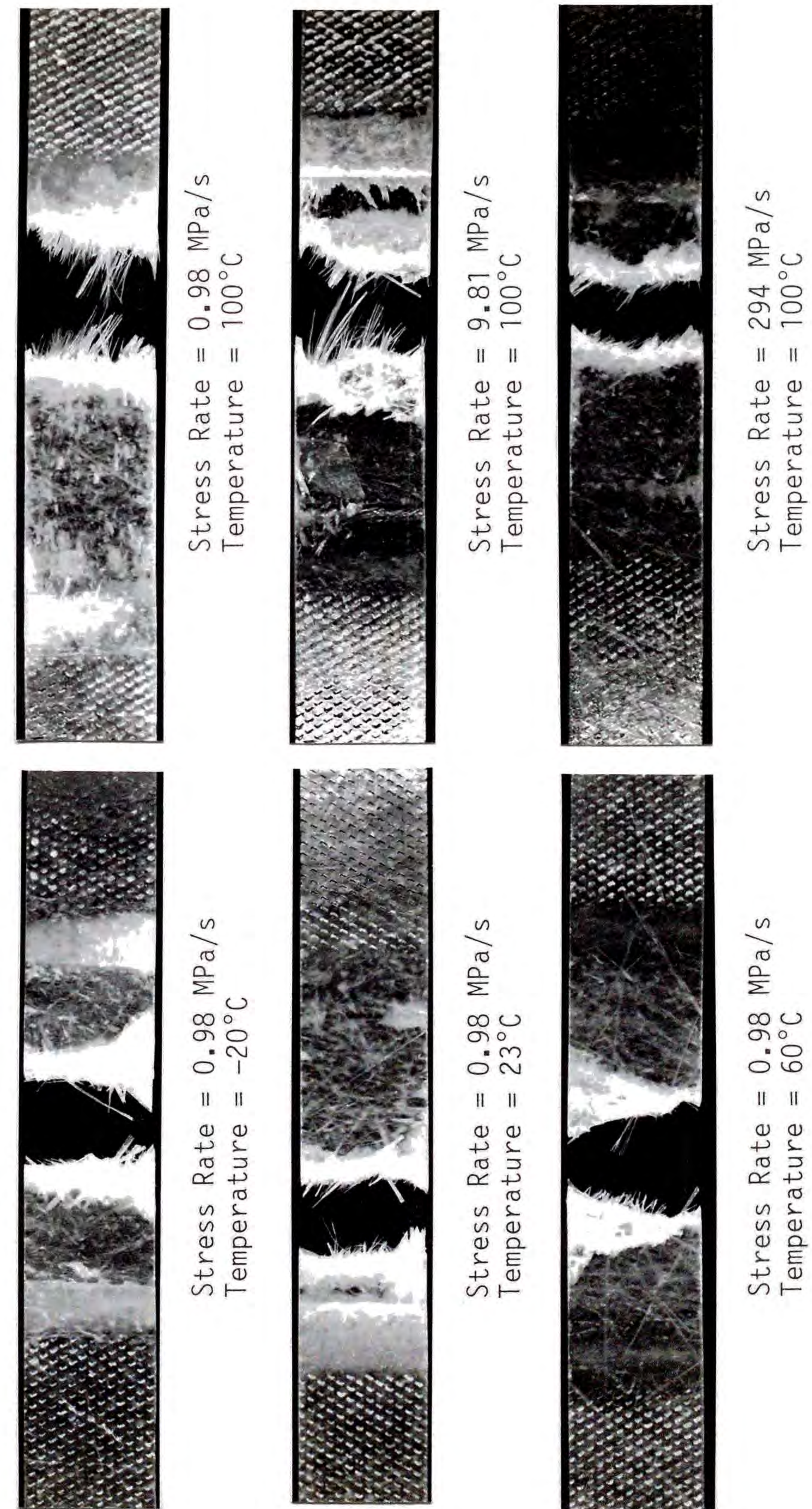


図1.1.5 破壊状況

$$n_1 = \frac{1 + \lambda}{1 + \lambda + \delta_1} \quad (1.1.5)$$

$$C_s = \left\{ \frac{(1 + \lambda + \delta_1)^{1+\lambda}}{\gamma_1 (1 + \lambda)^\lambda} D_c \right\}^{1/(1+\lambda+\delta_1)} \quad (1.1.6)$$

で、 γ_1 、 δ_1 は遷移確率に含まれるパラメータ、 D_c は破壊時の損傷関数値、そして λ は遷移確率の時間依存性を $f(t)=t^\lambda$ と仮定したときのパラメータである。このとき、パラメータ δ_1 の値は種々な実験結果より6.26であることが指摘されている。したがって、表1.1.2の n_1 値を与えることにより、式(1.1.5)を用いて、本研究における各温度条件に対する λ の値を推定することができる。その計算結果も表1.1.2に示してある。文献(86)によると、 λ の推定値は、引張強度の場合、 -0.703 から -0.796 であるとしている。したがって、今回の試験結果のうち、低温域から中温域に対しては、ほぼ近い値が得られているが、高温域においては、 $\lambda = -0.411$ となりその絶対値は1/2程度になる。したがって、繊維の引き抜けなどの異なる破壊モードを含む高温域における引張強度の応力速度依存性を説明する場合には、繊維破断が複合材料の最終破壊であるとするこのモデルは、その適用範囲を超えていると言える。

1.1.4 結言

ガラスマットFRPに関して、低温域(-20°C)、中温域(23°C 、 60°C)および高温域(100°C)の温度条件下において、負荷応力速度を3段階に変えて引張試験を実施し、引張強度の応力速度依存性を検討した。その結果、適用した応力速度がガラスマットFRPに対しては、クリープ、標準静的引張および低繰り返し速度振動疲労の各試験の負荷応力速度範囲にあるにもかかわらず、試験温度によって応力速度依存性に顕著な差異が認められた。主な結論を要約すると以下のようになる。

- (1) 試験条件の組合せすべてに対して、引張強度の統計的解析を行なうためには、2母数と3母数ワイブル分布を適用する必要がある。しかし、解析結果から引張強度の平均値には、両分布による差はない。
- (2) 試験応力速度範囲内では、応力速度上昇に伴う引張強度の増加は、低温域と

中温域においては15%から25%であるのに対して、樹脂の熱変形温度以上の高温域においては約65%である。

- (3) 高温域における破壊モードは、応力速度が高くなるにつれて、繊維の引き抜けによる破壊から繊維破断による破壊へと変化する。

1.2 低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響

1.2.1 緒言

前節において、GFRPの異なる温度環境下における引張強度の応力速度依存性について検討した。その結果、環境温度によってGFRPの応力速度依存性に顕著な差異のあることがわかった。したがって、GFRPの低サイクル疲労強度に及ぼす負荷周波数の影響が、環境温度によって異なることが予想される。しかし、異なる温度環境下におけるGFRPの負荷周波数の影響、特に、0.1Hz以下の低い周波数の影響に関する報告はほとんど見当たらない。

本節においては、環境温度を低温域(-20℃)、中温域(20℃)および高温域(100℃)の3種類の温度域に分けて、各温度域におけるガラスマットFRPの低サイクル疲労強度の負荷周波数依存性について検討した。各疲労試験においては周波数にして約0.003~0.1Hzに当たる応力速度を選んで実験を行なった。疲労データがかなり大きなばらつきを示したため、対数正規分布による統計的解析を行ない、疲労寿命に及ぼす環境温度と負荷周波数の影響を調べた。また、低サイクル疲労強度の評価には負荷応力-疲労寿命中央値線図を使用した。実験においては、ひずみゲージを使って疲労試験中のひずみについても測定し、S-N線図と疲労破壊時のひずみの間の関係も明らかにした。

1.2.2 実験方法

本実験においては、前節で使用した試験片と同一のタブ付短冊形試験片を使用した。疲労試験における環境温度は-20℃、20℃および100℃である。負荷応力速度は35MPa/s、10MPa/sおよび1MPa/sに設定した。これらの負荷応力速度は、負荷周波数に換算すると、それぞれ0.1Hz、0.02Hzおよび0.003Hzとなる。負荷応力レベルについては、-20℃および20℃においては80~90%、100℃においては68~77%に設定した。各疲労試験条件における試験片本数は、疲労データの統計的解析が可能なように14本以上とした。

まず、疲労試験に使用する試験片と同じ試験片について、静的引張試験をインストロン型引張試験機を使って行なった。試験機の恒温槽の温度を-20℃、20℃

および 100°Cに設定して試験を行なった。また、負荷応力速度は、35MPa/s、10 MPa/sおよび 1 MPa/sとした。ただし、100°Cにおいては、試験機の能力の制約により応力速度35MPa/sの条件では実験を行なうことができなかった。

次に、静的引張試験と同じ試験機を使用し、同じ環境温度、負荷応力速度の条件で疲労負荷試験を行なった。疲労試験における負荷応力レベルは試験片が200回から300回で破壊するように、-20°Cおよび20°Cにおいては静的強度の80%、85%および90%、100°Cにおいては68%、72%および77%に設定した。

1.2.3 実験結果および考察

1.2.3.1 対数正規分布による疲労寿命データの解析

各環境温度および負荷応力速度条件下における引張強度を表1.2.1に示す。それぞれの値は平均値を示しており、変動係数は10%以下であった。

低サイクル疲労試験より得られたS-N線図を図1.2.1(a)~(c)に示す。静的引張強度のばらつきが比較的小さいにもかかわらず、疲労データのばらつきはかなり大きいことがわかる。したがって、これらの疲労データを統計的観点から取り扱うことにする。これらのデータが対数正規分布に従うと仮定して、破壊確率をプロットしたのが図1.2.2である。図中の各点は平均ランク法により計算した値である。データ解析の結果得られた疲労寿命の中央値、平均、標準偏差および変動係数を標本数とともに表1.2.2に示している。寿命データのばらつきは、低

表1.2.1 試験片の静的引張強度

Temp. (°C)	Tensile Strength (MPa)		
	Stress Rate (MPa/s)		
	1.0	10.0	35.0
-20	208	220	225
20	199	210	220
100	143	158	-

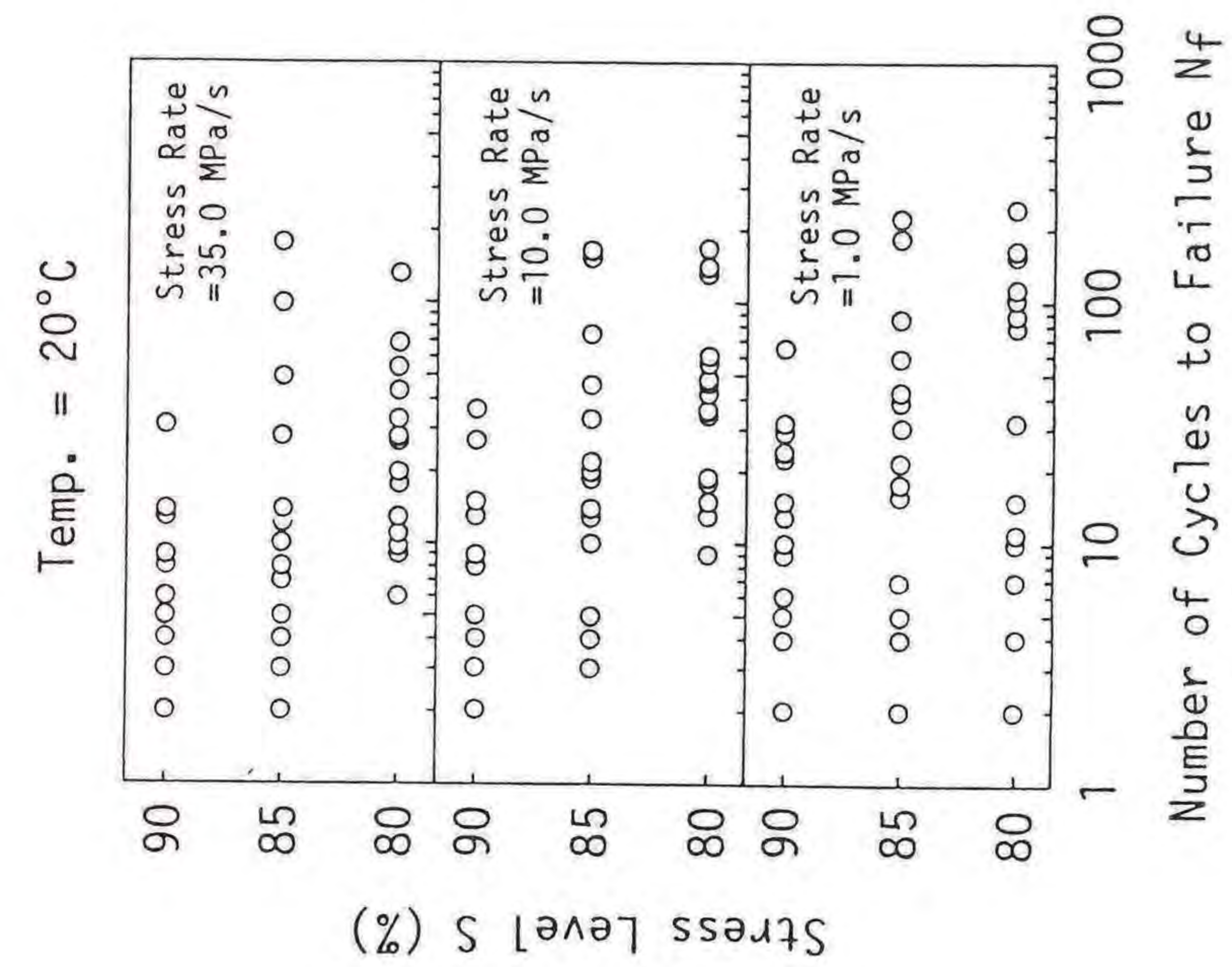


図1.2.1(b) S-N線図 (20°C)

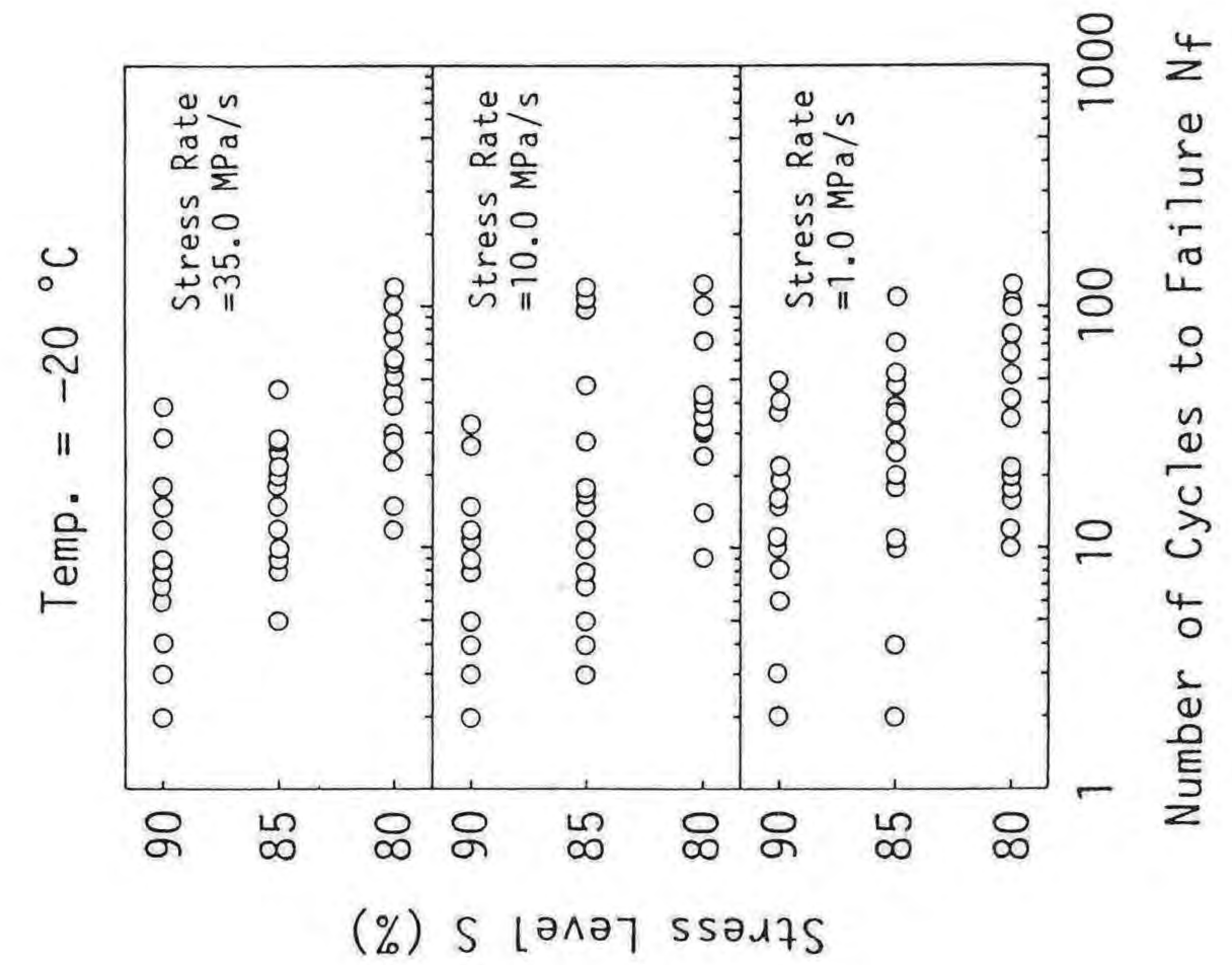


図1.2.1(a) S-N線図 (-20°C)

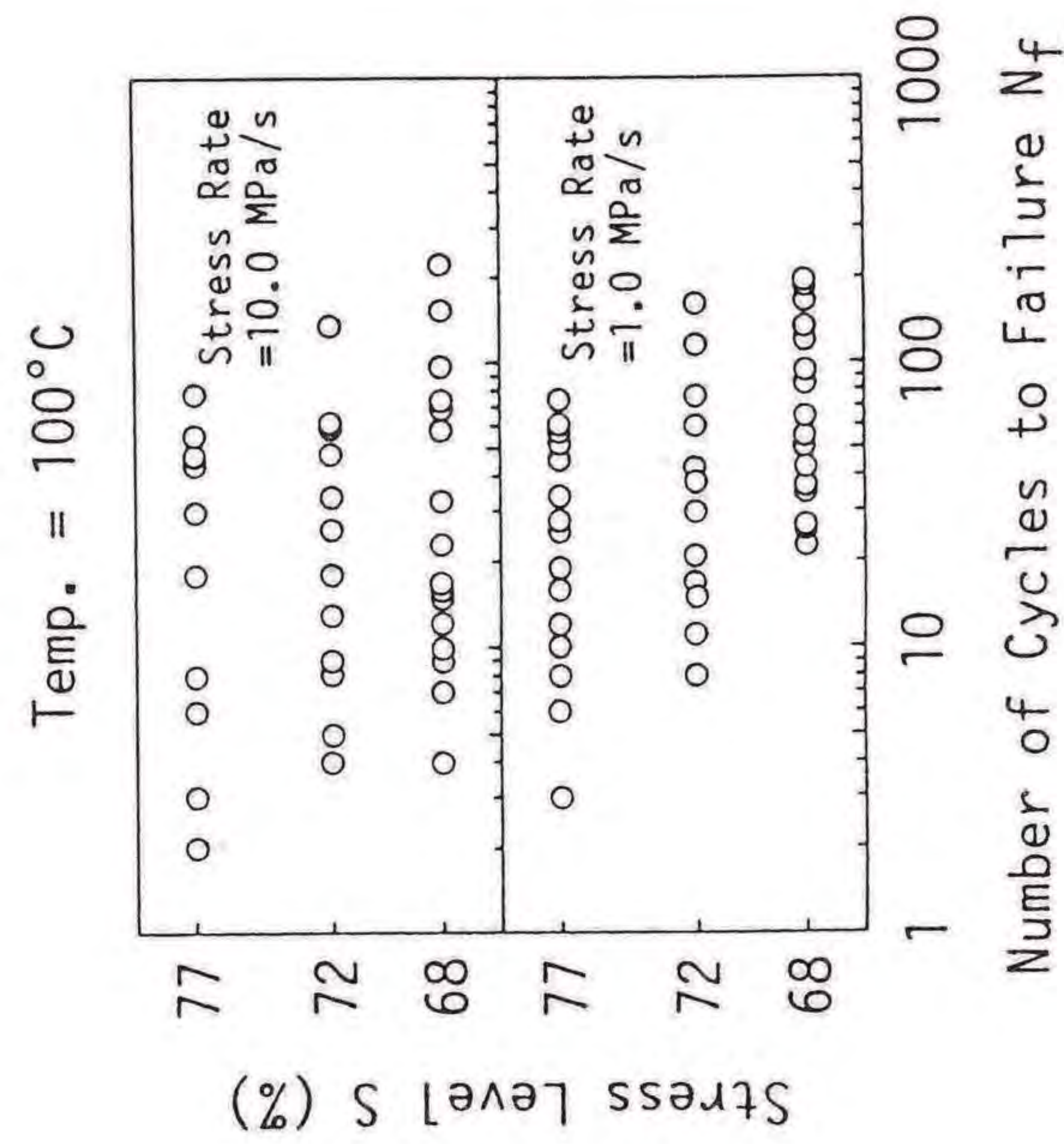


図1.2.1(c) S-N線図 (100°C)

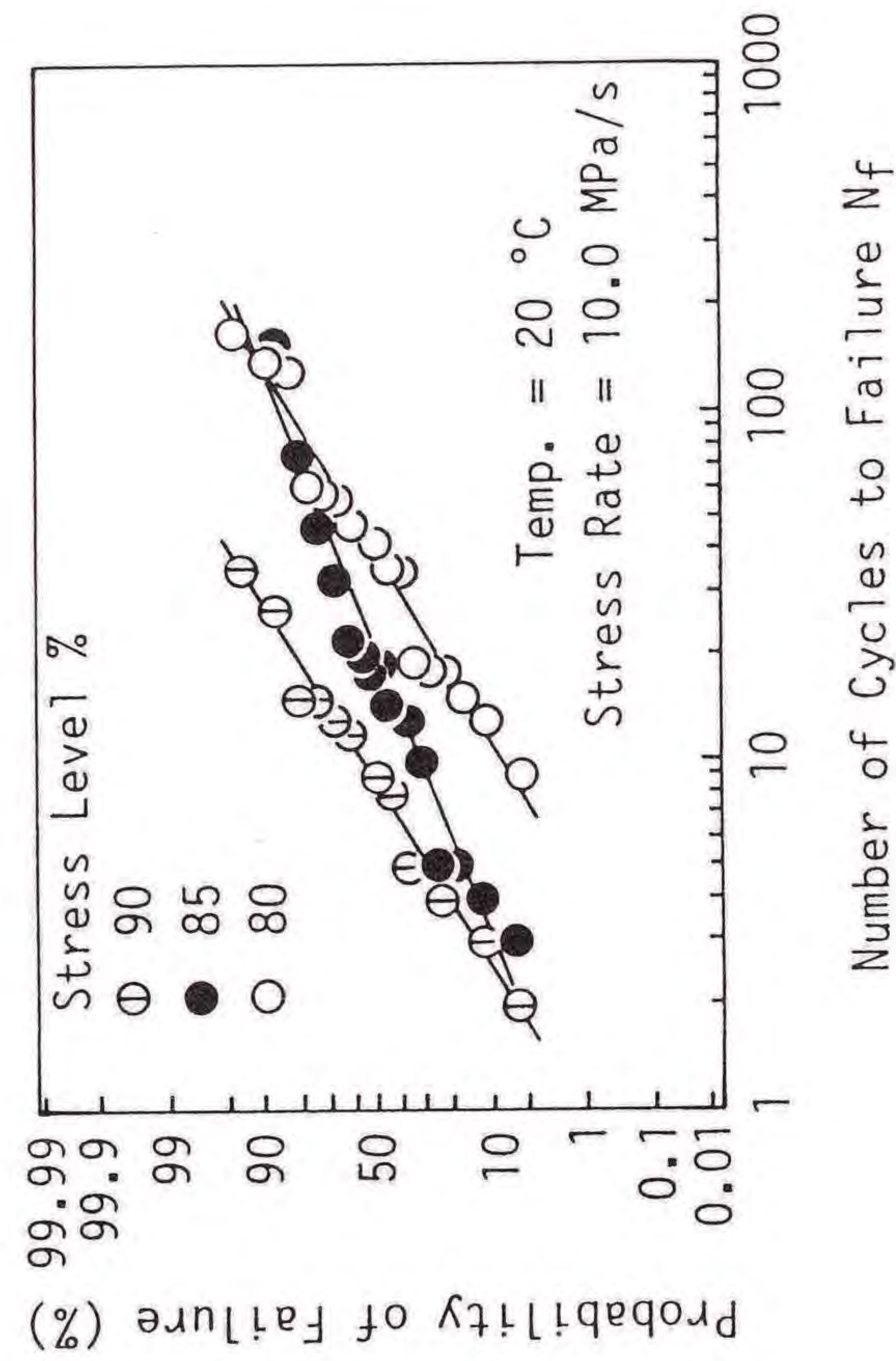


図1.2.2 破壊繰り返し数 N_f に対する破壊確率

い応力レベルほど、低い負荷速度ほど、低い環境温度ほど低くなる傾向のあることがわかる。

1.2.3.2 疲労寿命への周波数の影響

疲労寿命への負荷周波数の影響を調べるため、図1.2.3(a)~(c)に各条件下に

表1.2.2 対数正規分布に基づく統計解析結果

Temp. (°C)	Stress Rate (MPa/s)	Stress Level (%)	Sample Size	Median Life	Mean	Standard Deviation	CV (%)
-20	1	90	17	10.5	1.02	0.56	54.7
		85	16	23.1	1.36	0.54	39.6
		80	14	44.6	1.65	0.45	27.1
	10	90	15	8.7	0.94	0.42	44.6
		85	19	12.9	1.11	0.61	55.4
		80	15	42.3	1.63	0.45	27.0
	35	90	16	8.2	0.91	0.40	44.2
		85	14	16.1	1.21	0.30	25.1
		80	15	18.3	1.58	0.34	21.9
20	1	90	17	14.0	1.15	0.48	41.5
		85	15	24.3	1.39	0.69	49.5
		80	16	39.4	1.60	0.68	42.5
	10	90	15	8.4	0.92	0.42	44.8
		85	15	18.8	1.27	0.64	50.1
		80	17	38.2	1.58	0.43	27.3
	35	90	16	5.8	0.76	0.36	48.5
		85	15	8.3	0.92	0.43	46.9
		80	15	23.5	1.37	0.43	30.9
100	1	77	15	18.2	1.26	0.46	36.7
		72	15	31.0	1.49	0.43	29.1
		68	14	66.4	1.82	0.34	18.9
	10	77	16	9.2	0.96	0.68	70.8
		72	16	17.0	1.23	0.54	44.2
		68	16	27.2	1.44	0.59	41.2

おける寿命の中央値を上限値および下限値とともに、縦軸に破壊繰返し数、横軸に周波数をとって示している。これらの結果より、破壊繰返し数は周波数の増加とともに減少することがわかる。この理由としては、後に述べるひずみ応答の結果より判断して、第1サイクルの塑性ひずみが周波数の増加とともに増加することが考えられる。

1.2.3.3 疲労強度の評価

各試験条件における低サイクル疲労強度を評価するために、負荷応力と疲労寿命の中央値の関係を図1.2.4に示す。図において、縦軸は各環境温度条件下における応力速度10MPa/sでの引張強度を基準とし、この値に対する比率で表した負荷応力レベル S' を示している。横軸は、対数目盛の疲労寿命の中央値を示している。図中の2本の回帰線は最小二乗法により求めた直線であり、次式で表される。

$$S' = -a_0 \log N_m + b_0 \quad (1.2.1)$$

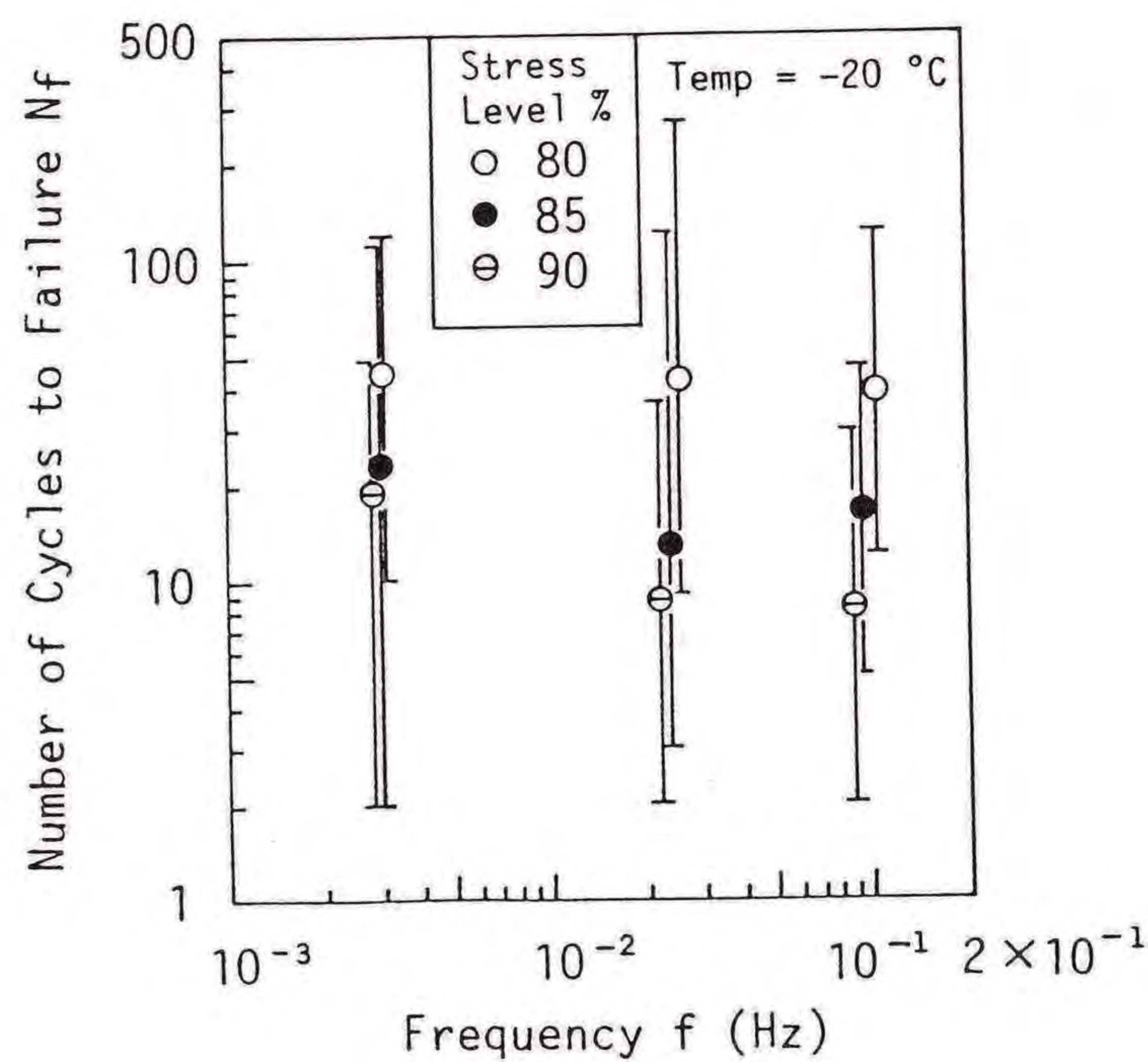


図1.2.3(a) 疲労寿命に対する負荷周波数の影響 (-20°C)

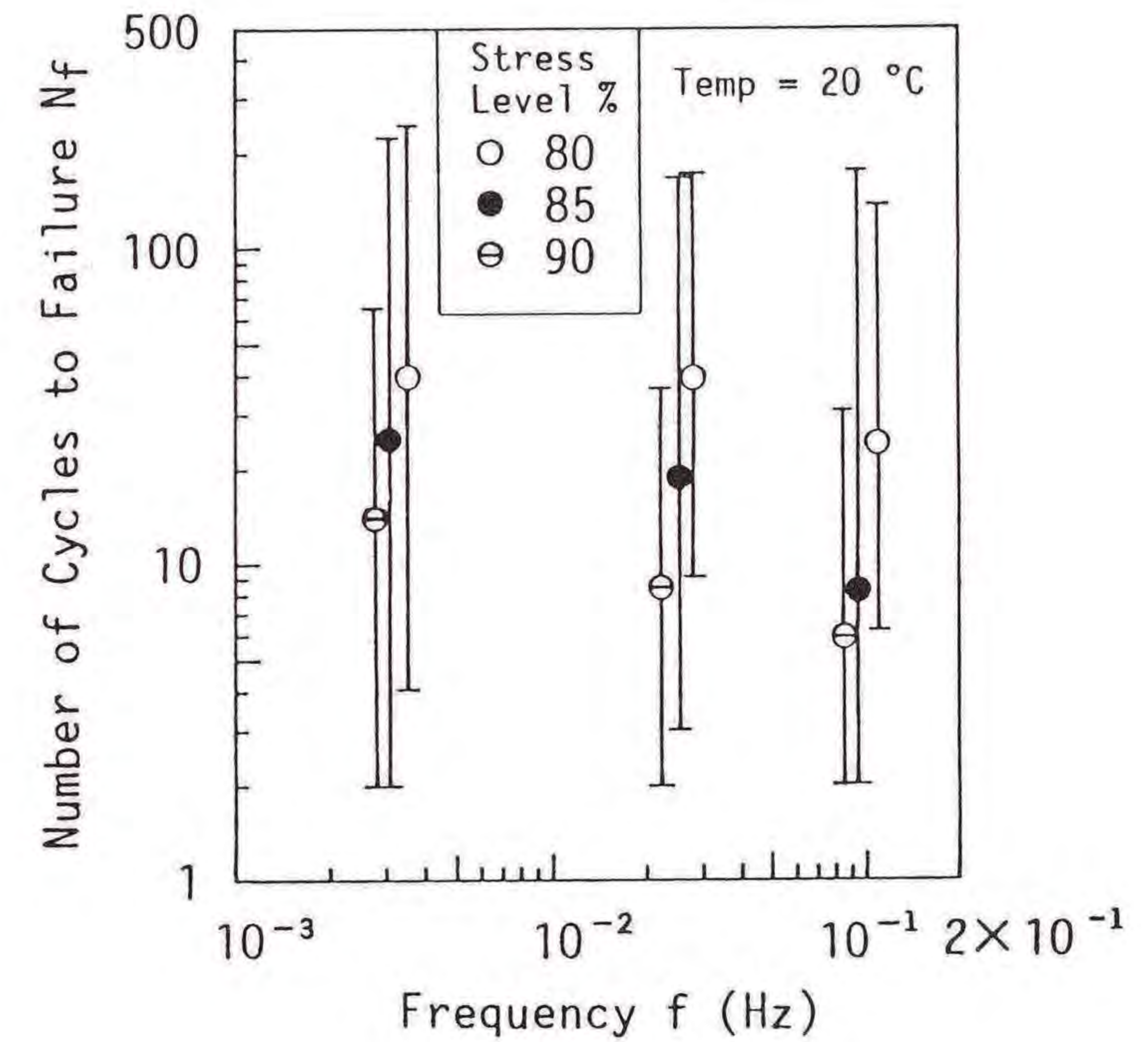


図1.2.3(b) 疲労寿命に対する負荷周波数の影響 (20°C)

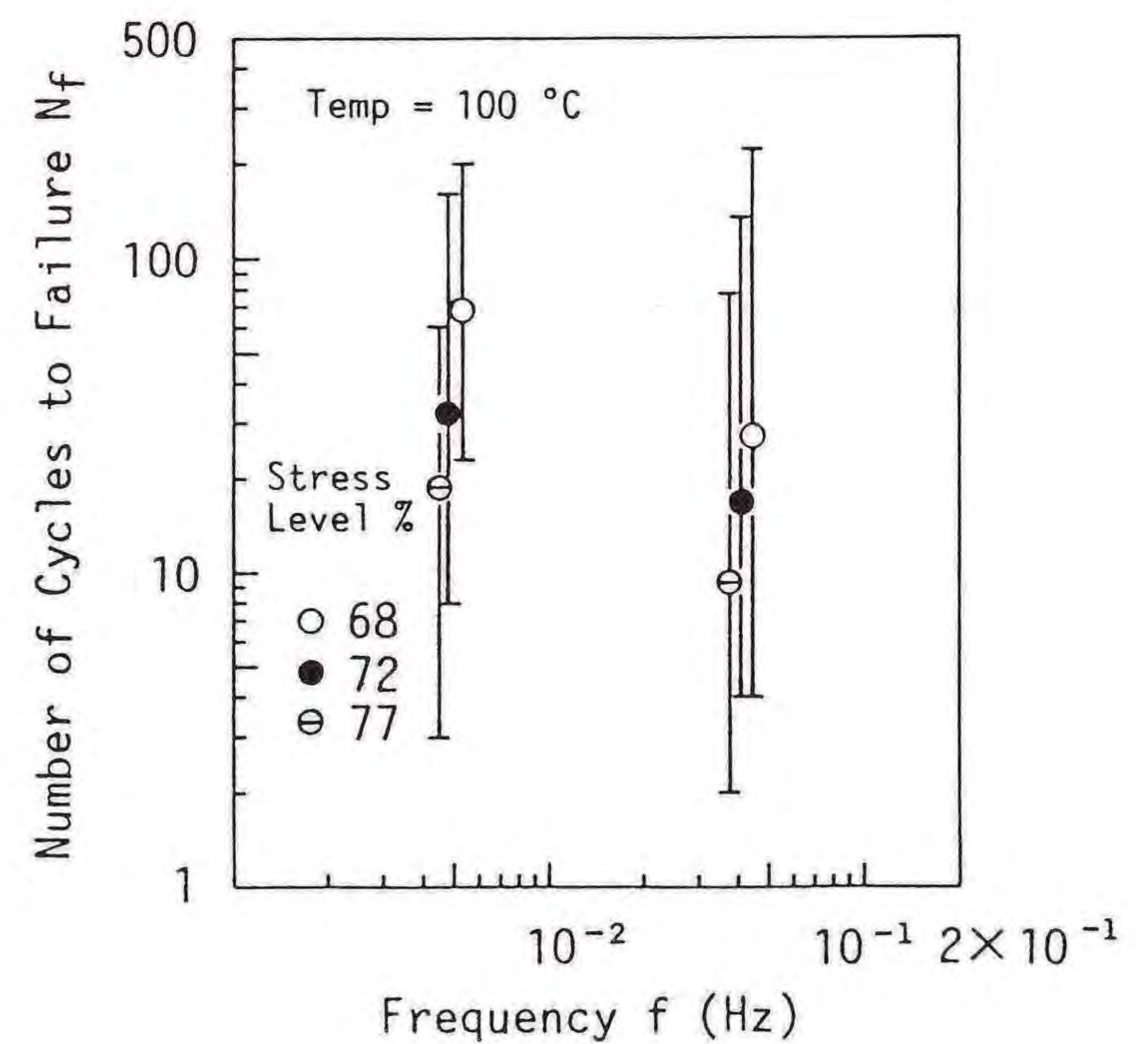


図1.2.3(c) 疲労寿命に対する負荷周波数の影響 (100°C)

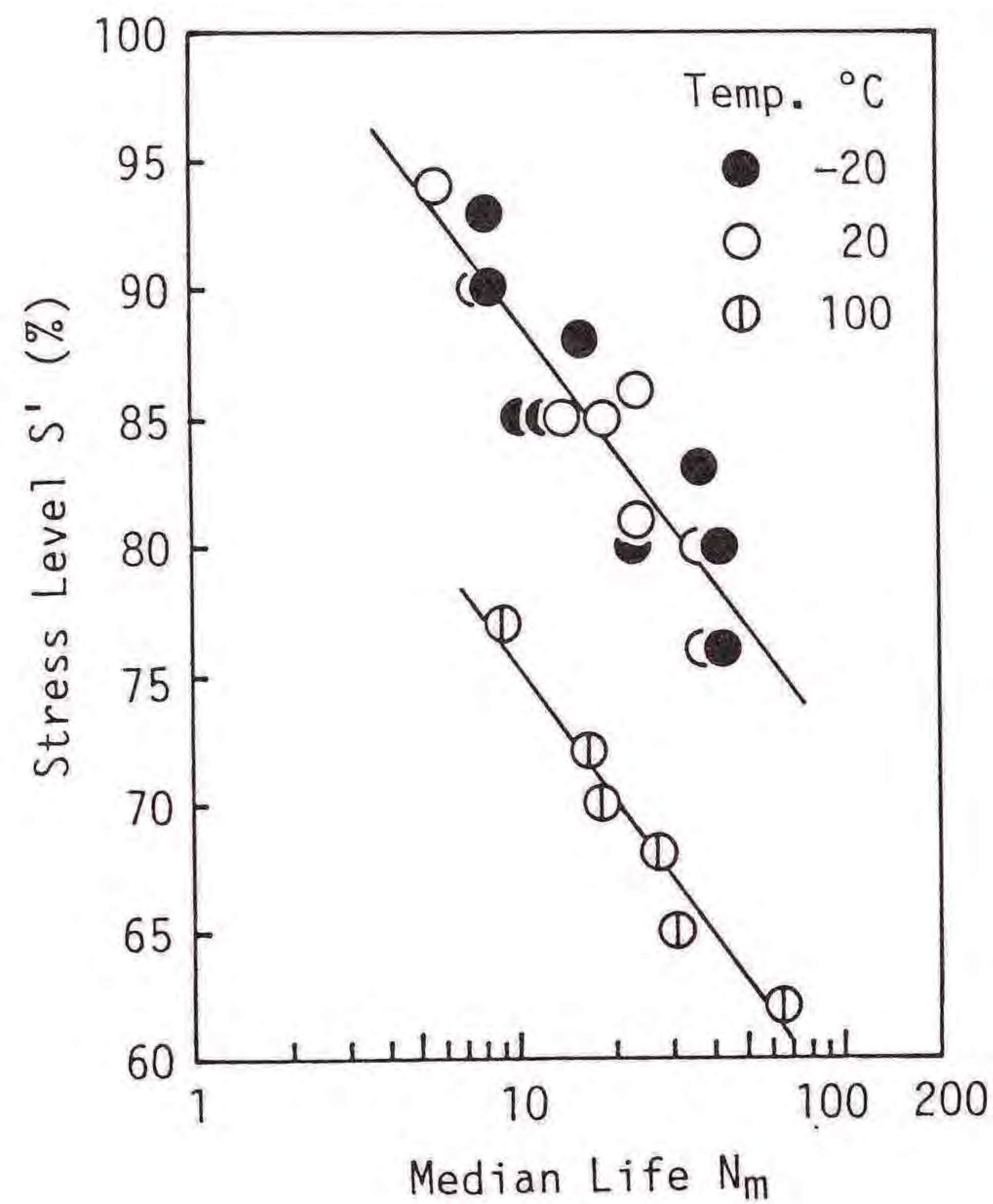


図1.2.4 負荷応力と疲労寿命の中央値の関係

表1.2.3 パラメータ a_0 と b_0 の値

Temp. (°C)	a_0	b_0
-20, 20	16.66	105.4
100	17.85	93.4

2つのパラメータ a_0 と b_0 を表1.2.3に示す。これらの結果より、低温域および中温域の直線は縦軸と交わる点がほぼ100%の応力レベルであり、一方、高温域の直線は低温域および中温域の直線と傾きが同じで応力レベルが12%低くなって

いることがわかる。この結果は、ガラスマットFRPの高温域における低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度の影響が、静的強度に比較して低温域および中温域の場合より、より顕著であることを示している。破壊した試験片の観察より、-20°Cおよび20°Cにおいてはほとんどの試験片が繊維破断で破壊していたのに対して、100°Cにおいては繊維の引き抜けで破壊していた。したがって、繊維の引き抜けによる強度低下は、静的試験の場合より疲労試験の場合の方が顕著であると言える。

1.2.3.4 ひずみ応答と疲労破壊

低サイクル疲労試験において、パーソナルコンピュータを使ってひずみを計測した。使用した試験片は、成形時にひずみゲージを層間に埋め込んで作成したものである。ここで、各負荷サイクルにおいて全ひずみに対する塑性ひずみの比率をひずみ比 ϵ_r と定義する。実験結果より、比率 ϵ_r は対数で表した負荷繰返し数に対してほぼ線形に増加することがわかった。ここで、試験片の疲労破壊繰返し数 N_f より1サイクル前の負荷サイクルにおける ϵ_r を ϵ_r^f と表すことにする。図1.2.5に-20°Cと20°Cにおける ϵ_r^f と S' の関係を示す。ただし、100°Cにおいてはひずみ測定が不可能であったので、図には100°Cのデータは示せなかった。同様にして、図1.2.6に ϵ_r^f と $N_f - 1$ の関係を示す。いずれの図においても、それぞれの間の関係をほぼ直線で表すことができる。直線を式で表すと以下のようになる。

$$\log \epsilon_r^f = -0.0285 S' + 3.728 \quad (1.2.2)$$

$$\log \epsilon_r^f = -0.408 \log (N_f - 1) + 0.812 \quad (1.2.3)$$

また、S-N線図に相当する S' と $N_f - 1$ の関係は次式となる。

$$S' = -14.32 \log (N_f - 1) + 102.3 \quad (1.2.4)$$

図1.2.7には(1.2.2)、(1.2.3)および(1.2.4)式の関係を示している。結果として、第Nサイクルにおける全ひずみに対する塑性ひずみの比率が、疲労破壊基準となり得ることがわかった。

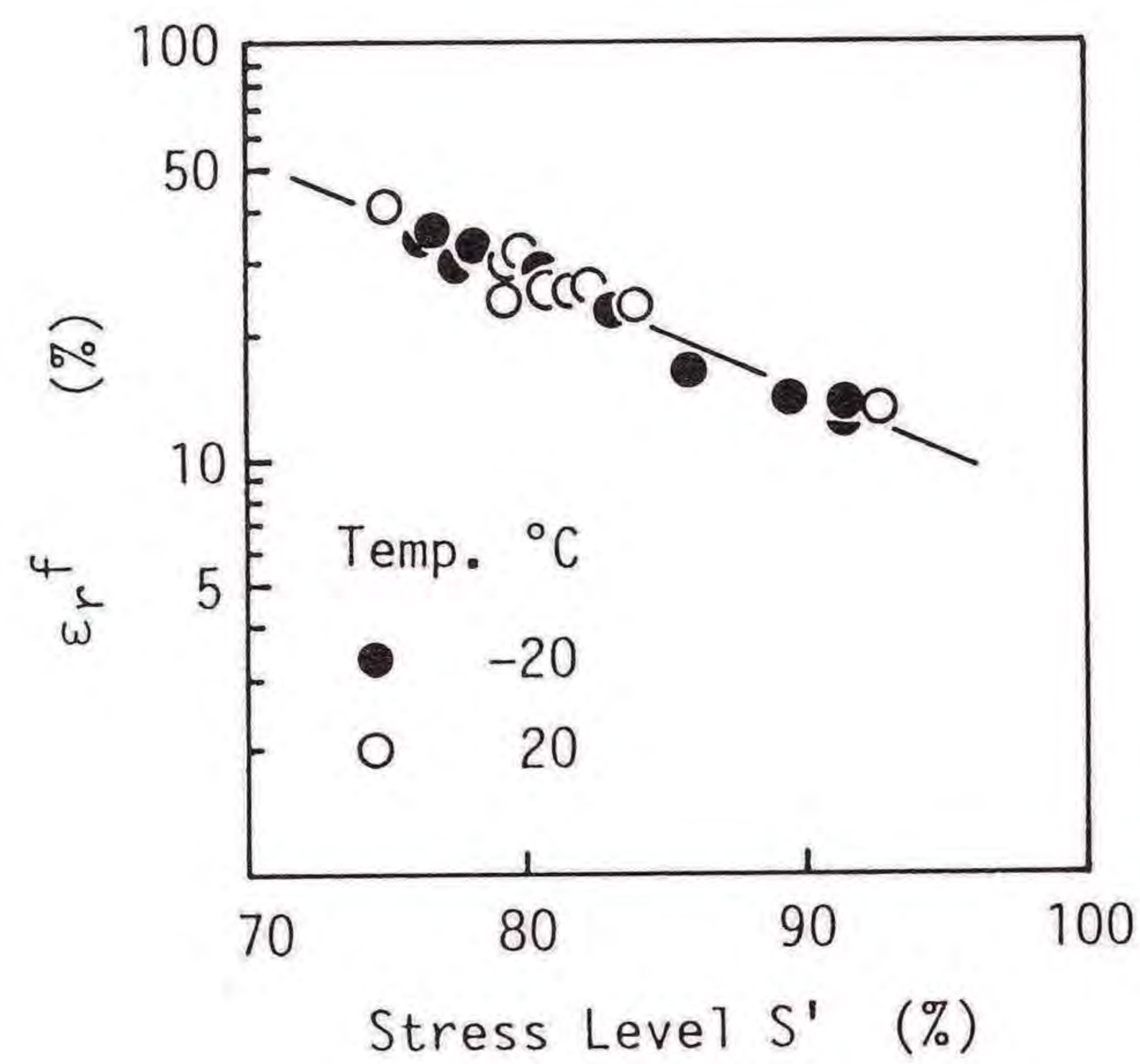


図1.2.5 ϵ_r^f と S' の関係

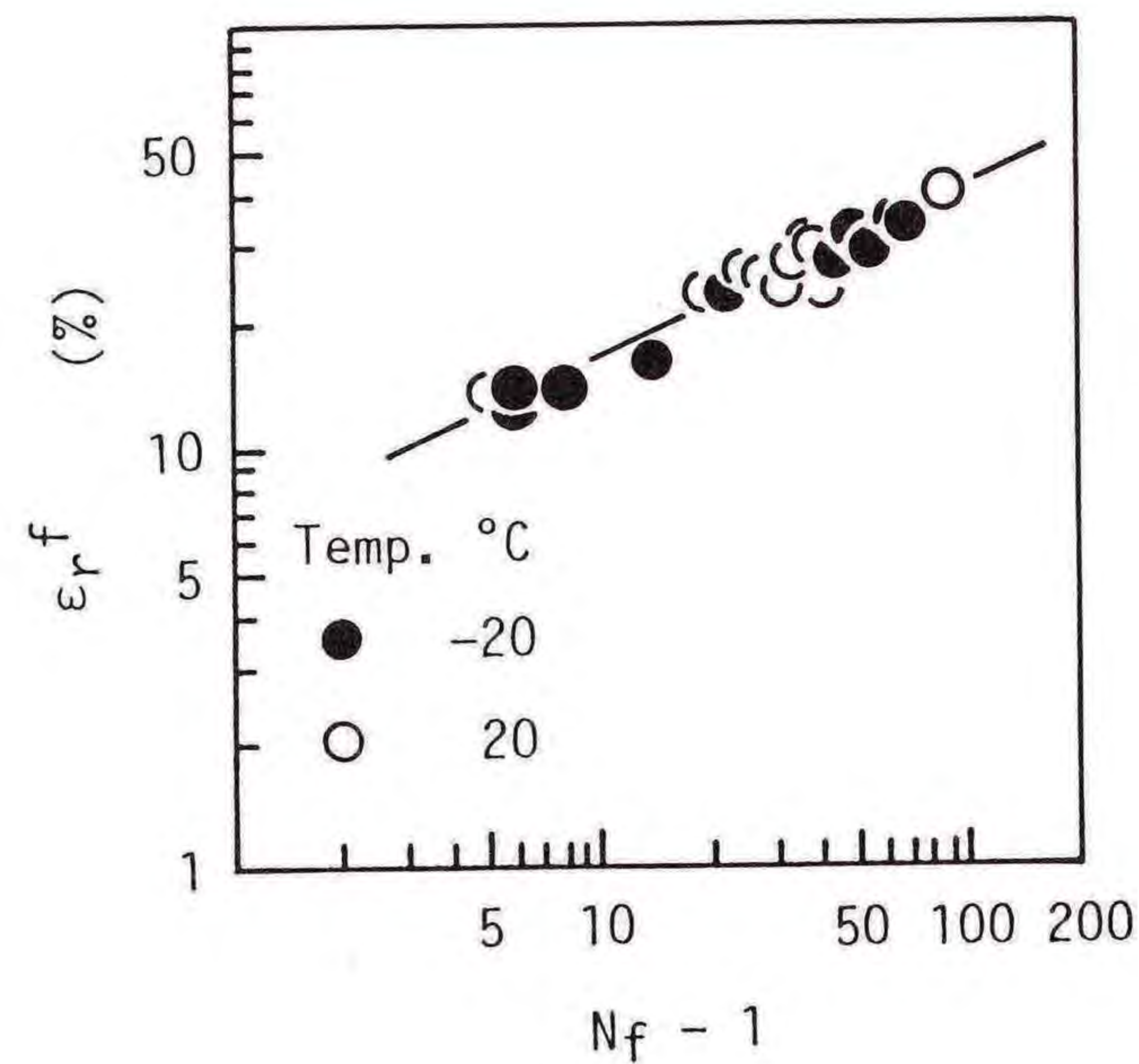


図1.2.6 ϵ_r^f と $N_f - 1$ の関係

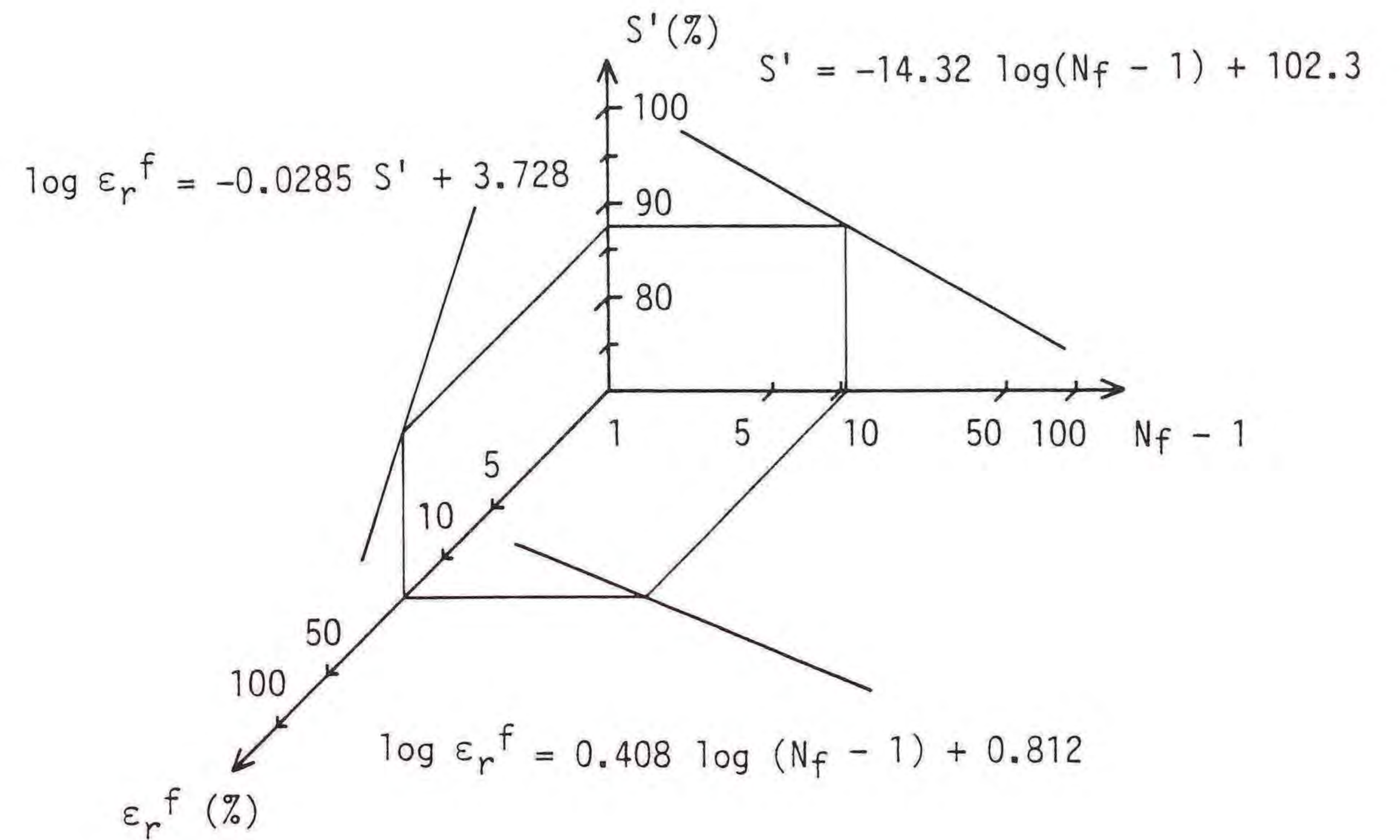


図1.2.7 S-N線図と ϵ_r^f の関係

1.2.4 結言

ガラスマットFRPの温度環境下における低サイクル疲労寿命データに対する対数正規分布による統計的解析の結果、以下のことがわかった。

- (1) 静的強度の変動係数が10%以下であるのに対して、低サイクル疲労寿命データのばらつきはかなり大きかった。
- (2) 破壊繰返し数は、周波数の増加とともに減少する傾向にある。
- (3) 応力と疲労寿命の中央値の関係が2本の回帰直線によって表された。1本が環境温度 -20°C と 20°C における関係であり、他の1本が 100°C における関係である。 100°C の環境温度条件下の繊維の引き抜けによる強度低下は、静的試験の場合より疲労試験の場合の方が著しい。

第2章 温度環境下における低サイクル疲労挙動

2.1 温度環境下の静的破壊過程におけるAE応答

2.1.1 緒言

本章ではFRPの異なる温度環境下における低サイクル疲労挙動について調べることを目的としている。低サイクル疲労における損傷の進展の測定には、材料内の微細な損傷を検出することができるAE法を用いることとした。しかし、低サイクル疲労挙動をAE法により測定するためには、異なる温度環境下におけるFRPの静的負荷に対するAE応答を明らかにしておく必要がある。室温環境下におけるFRPの静的負荷に対するAE応答については、多くの研究がなされている。しかし、低温から高温までの広い温度範囲におけるFRPのAE応答について検討した研究は、著者の知る限り見当たらない。FRPの負荷過程における損傷には樹脂クラック、繊維と樹脂の界面のはく離、繊維破断など多くのモードがある。マトリックス材である樹脂が顕著な温度依存性を示すことから、各損傷のモードが温度により大きく異なることが予想される。

そこで、本節においては異なる温度環境下の静的負荷におけるAE応答を調べ、温度環境下における低サイクル疲労挙動をAE法によって測定する際の基礎とする。実験においては、 -20°C 、 25°C 、 65°C 、 85°C および 120°C の5レベルの温度環境下において静的試験を行ない、AE応答を測定した。そして、得られたAE測定結果と破壊試験片の観察より、異なる温度環境下における破壊過程の違いを明らかにした。

2.1.2 AEパラメータ

AEは、固体材料の材料内部に蓄積されたエネルギーが塑性変形や変態、破壊により解放され、その一部が弾性波となって伝播する現象である。このAE波を検出してその特性を調べることにより、材料内部で起こっている現象を把握しようというのがAE法である。以下、本論文において行なったAE測定において、破

壊、損傷などの評価に用いたAEパラメータについて説明する。図2.1.1にAEセンサにより検出されたAE信号の一例を示し、以下に説明するAEパラメータを図中に示す。

(1) リングダウンカウント

リングダウンカウントとは、AEセンサによって検出されたAE波で一定のしきい値を越えた波の数である。

(2) イベントカウント

包絡線検波されたAE波が一定のしきい値を越え、そのしきい値になるまでのAE波のまとまりを1イベントと呼び、その数をイベントカウントと呼ぶ。

(3) 最大振幅

包絡線検波されたAE信号の最大振幅電圧を最大振幅と呼ぶ。

(4) 到達時間差、発生位置評価

到達時間差とは、複数のAEセンサにより測定を行なっている場合、最初にAEセンサがAE信号を捉えてから、順次他のセンサがAE信号を捉えるまでの時間差のことである。AEの発生位置はこの到達時間差を測定し、音速の値などから計算より求める。

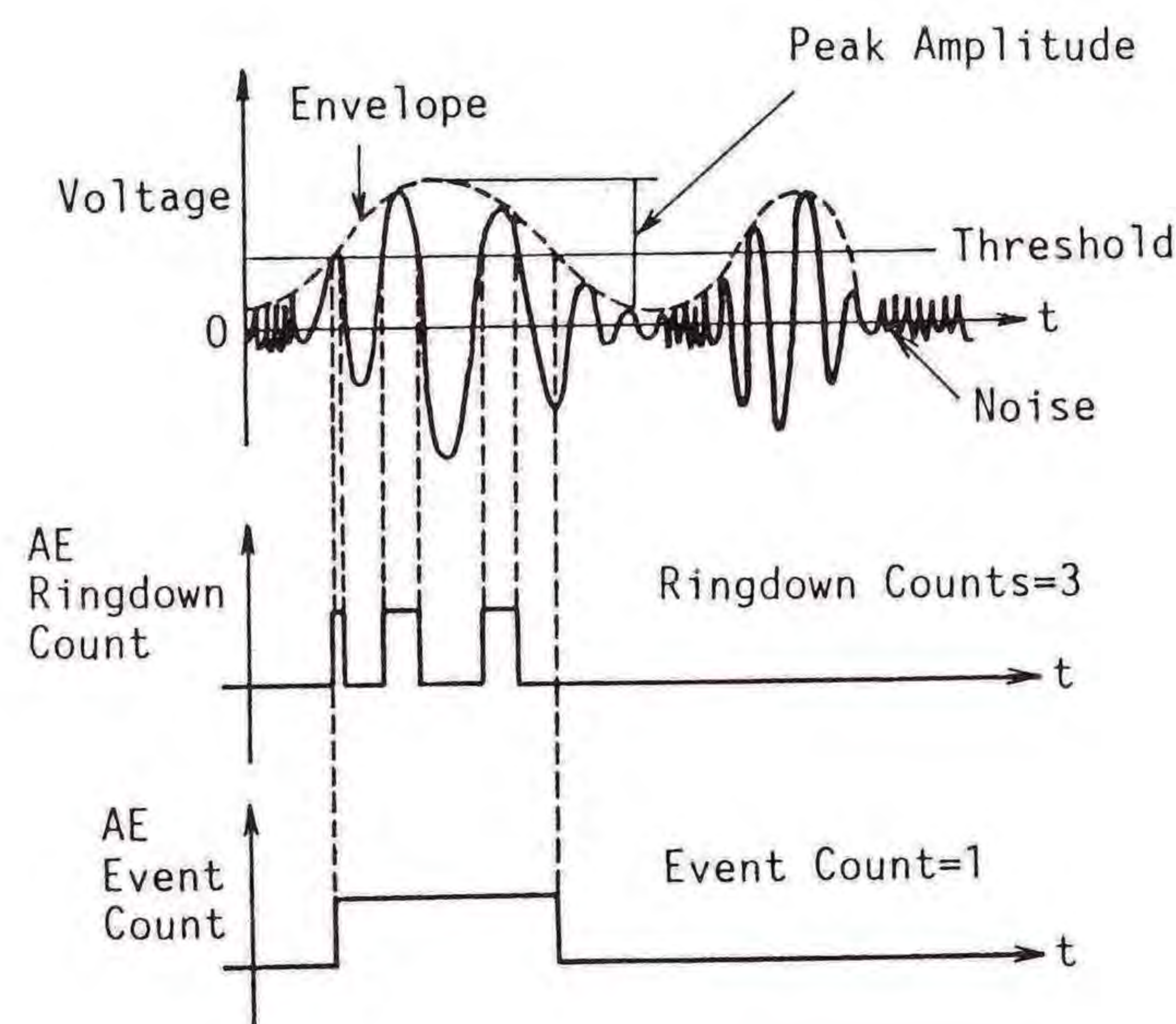


図2.1.1 AE信号波形

2.1.3 実験方法

2.1.3.1 試験片

本実験に使用した試験片は、第1章で使用した試験片と同一の材質からなるGFRPであり、AE測定が可能となるようにその形状などを工夫したものである。

試験片の形状と寸法を図2.1.2に示す。図にはAEセンサおよびひずみゲージの取り付け位置についても示している。試験に際して、FRP板を直接チャッキングするとAEが発生し、試験片の正確なAE測定ができない。ところで、この種のAEの発生は、試験片のタブとして樹脂板を使用することにより防止することができるが、単に接着剤により接着したのでは温度条件によって接着部にはく離を起こすので、高温から低温までの広い温度範囲での試験に対応することができない。このため、タブとしてマトリックスと同じ不飽和ポリエステル樹脂で注型板を作り、積層板と注型板が完全に硬化していない、いわゆるゲル化の状態GFRP積層板に接着した。このようなタブの工夫を加えることによって、チャッキングなどによるAEの発生をほぼ防止できた。

2.1.3.2 実験方法

図2.1.3に試験装置ならびに計測システムの概略を示す。試験はインストロン型引張試験機を用い、恒温槽内の環境温度を -20°C 、 25°C 、 65°C 、 85°C および

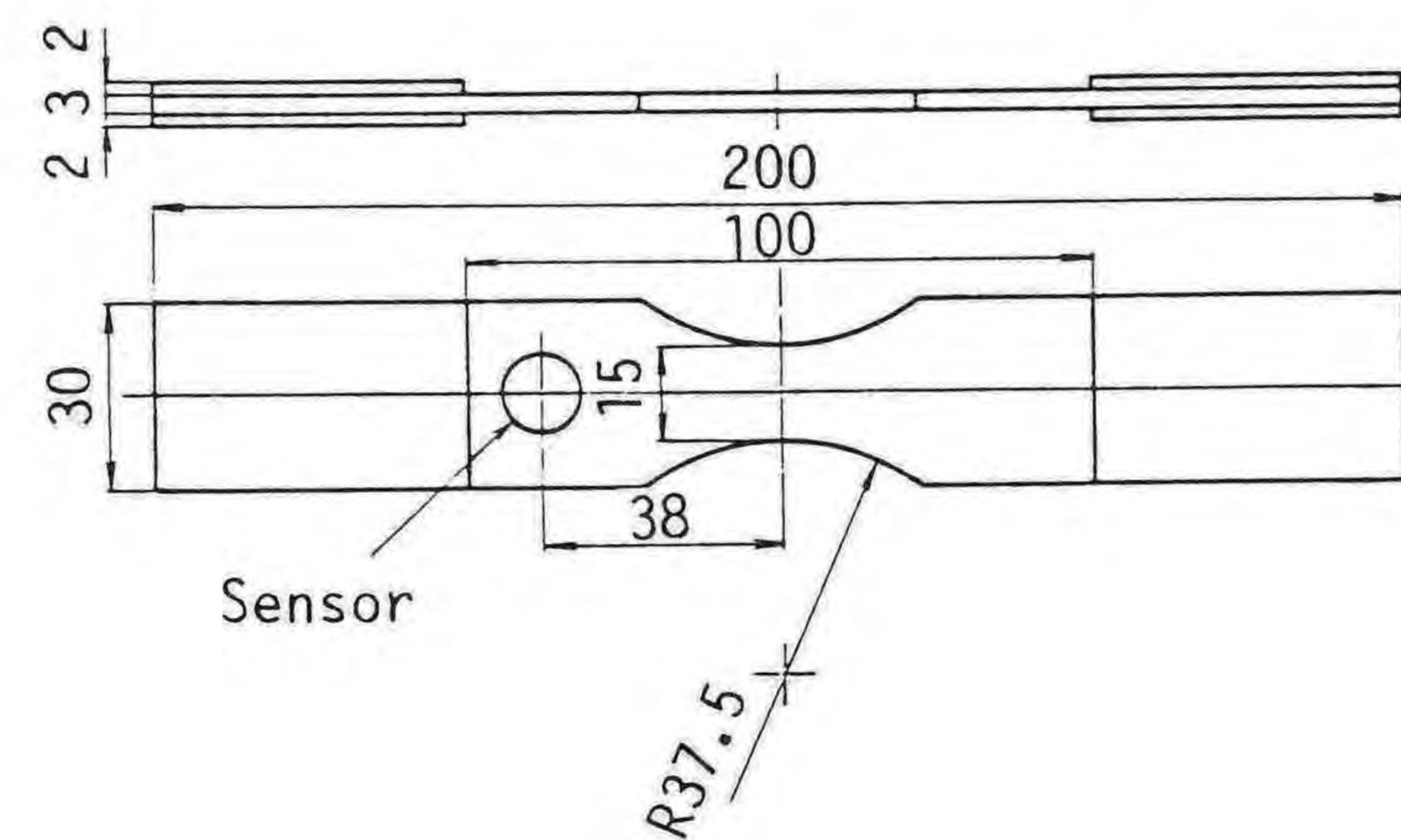


図2.1.2 試験片

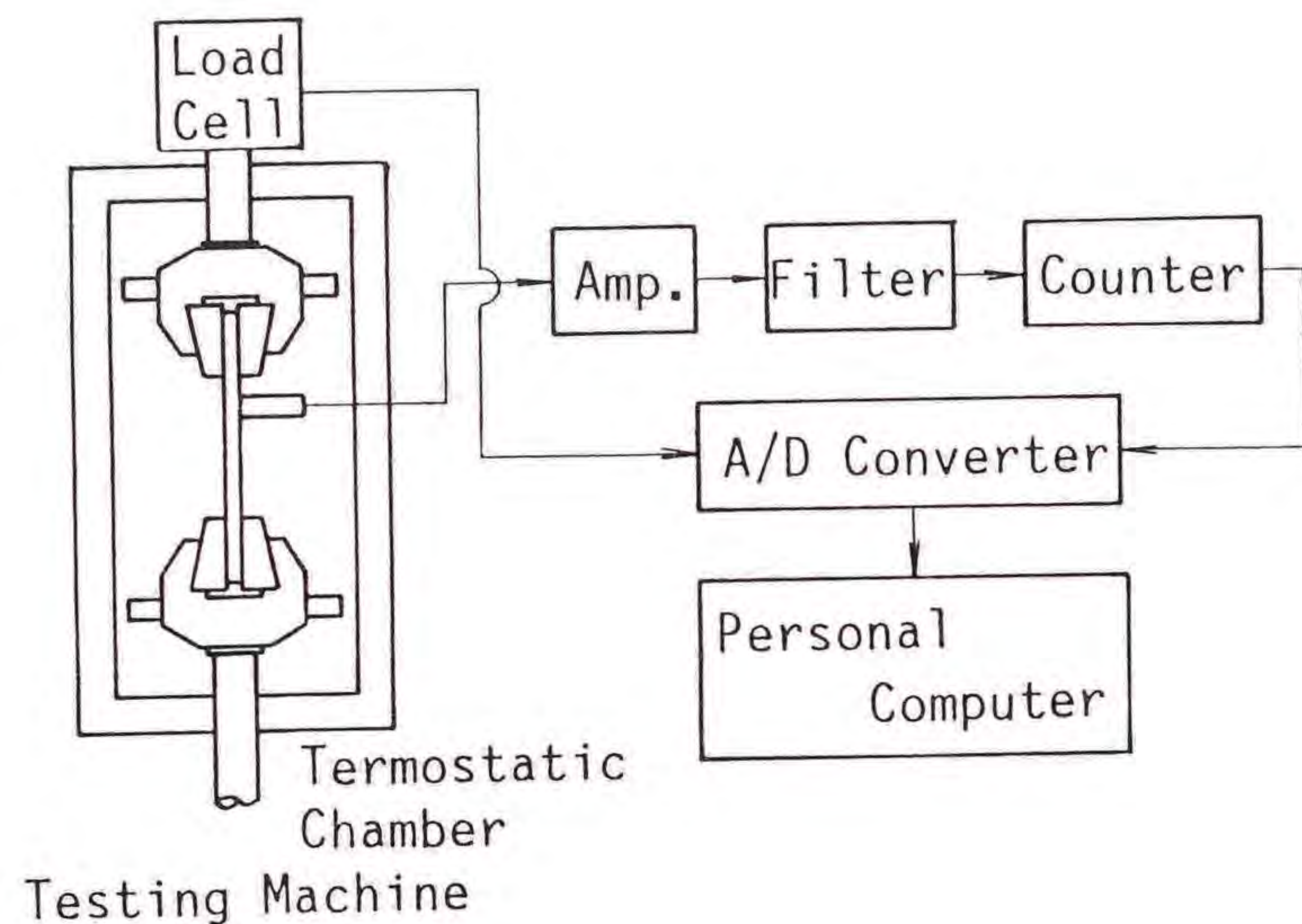


図2.1.3 試験装置および計測システム

120°Cに設定して、負荷速度0.5mm/minの条件で行なった。AEセンサを図2.1.2に示す位置に、シリコングリスをセンサと試験片の接触面に塗布し、布テープにより取り付けた。図2.1.3に示すように、センサで受けたAE信号をプリアンプ、メインアンプで増幅し、100kHzのハイパスフィルタ、300kHzのローパスフィルタを通し、一定のしきい値以上の信号をカウンタによってカウントした。カウンタからのアナログ信号をA/D変換器を用いてパーソナルコンピュータに取り込んだ。なお、AEセンサは共振周波数140kHzの共振型のものを使用し、しきい値はセンサ出力で100 μ Vに設定した。

2.1.4 実験結果および考察

各環境温度における試験片の弾性率および引張強度の変化を図2.1.4に示す。図において、縦軸の弾性率および強度は25°Cにおける値に対する比率 (E_R および σ_R)として表している。試験片に使用した樹脂の熱変形温度は約69°Cである。以下、これらの各環境温度に対する機械的性質の変化より、環境温度を-20°Cが低温域、25°Cから85°Cが中温域、120°Cが高温域と3種類の温度域に分けることにする。

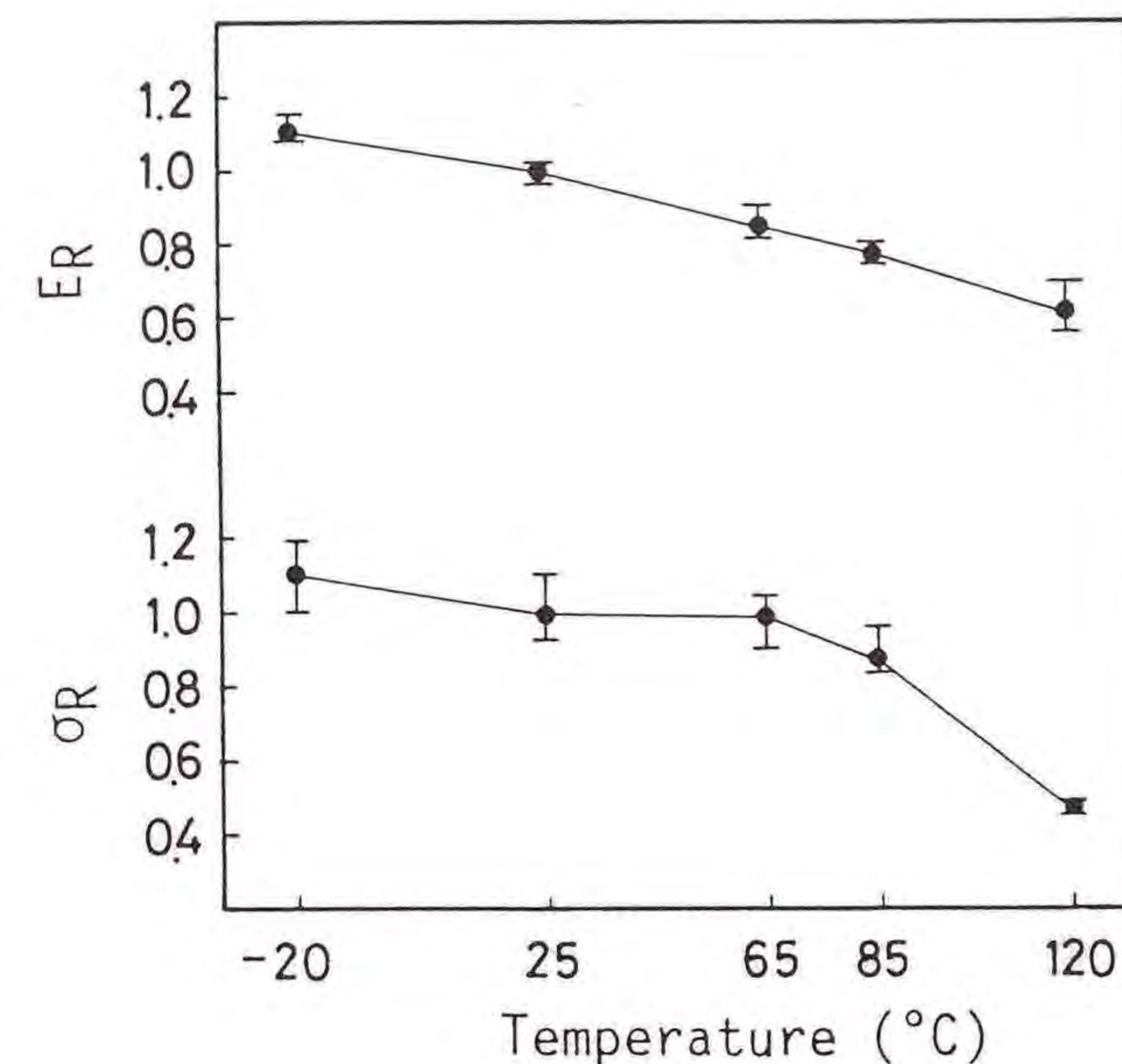


図2.1.4 環境温度に対する弾性率および引張強度の変化

各環境温度における負荷時間に対する累積AEリングダウンカウントの変化を、 2×10^5 カウント以下の発生状況について図2.1.5に示している。また、破壊までの全AEリングダウンカウントと環境温度の関係を図2.1.6に示している。この結果より、全AEリングダウンカウントは-20°Cの低温域においてかなり多く、中温域では少なくなり、120°Cの高温域ではさらに少なくなり、低温域におけるカウントの約1/10となることわかる。次に、試験片に負荷し始めてから破壊するまでのAEリングダウンカウントの発生の様子を、各環境温度について比較した結果を図2.1.7に示す。図においては、縦軸に累積AEリングダウンカウントをとり、横軸に荷重をとっているが、縦軸は破壊時の累積AEリングダウンカウントに対する比率、横軸は破壊荷重に対する比率でそれぞれ示している。この結果よりAEリングダウンカウント発生の様子は、3つの温度域に対応する3パターンに分類できることわかる。負荷初期におけるAEリングダウンカウント発生の様子を調べるため、5,000カウントに達するまでの負荷に対する累積AEリングダウンカウントの変化を示した図が図2.1.8である。図において横軸の荷重は破壊荷重に対する比率で示している。-20°Cの低温域においては、5,000カウ

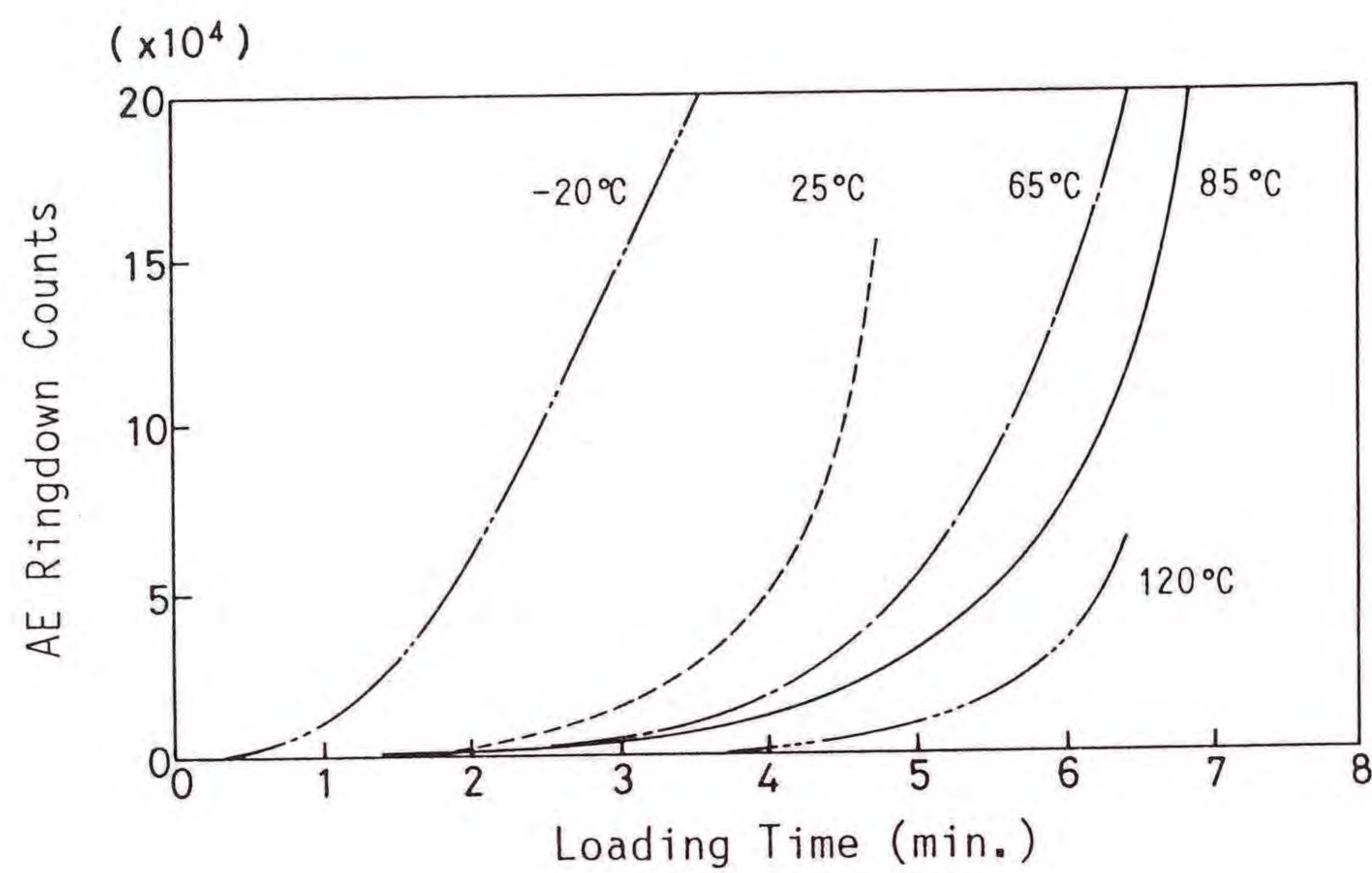


図2.1.5 各環境温度における負荷時間に対する累積AEリングダウンカウントの変化

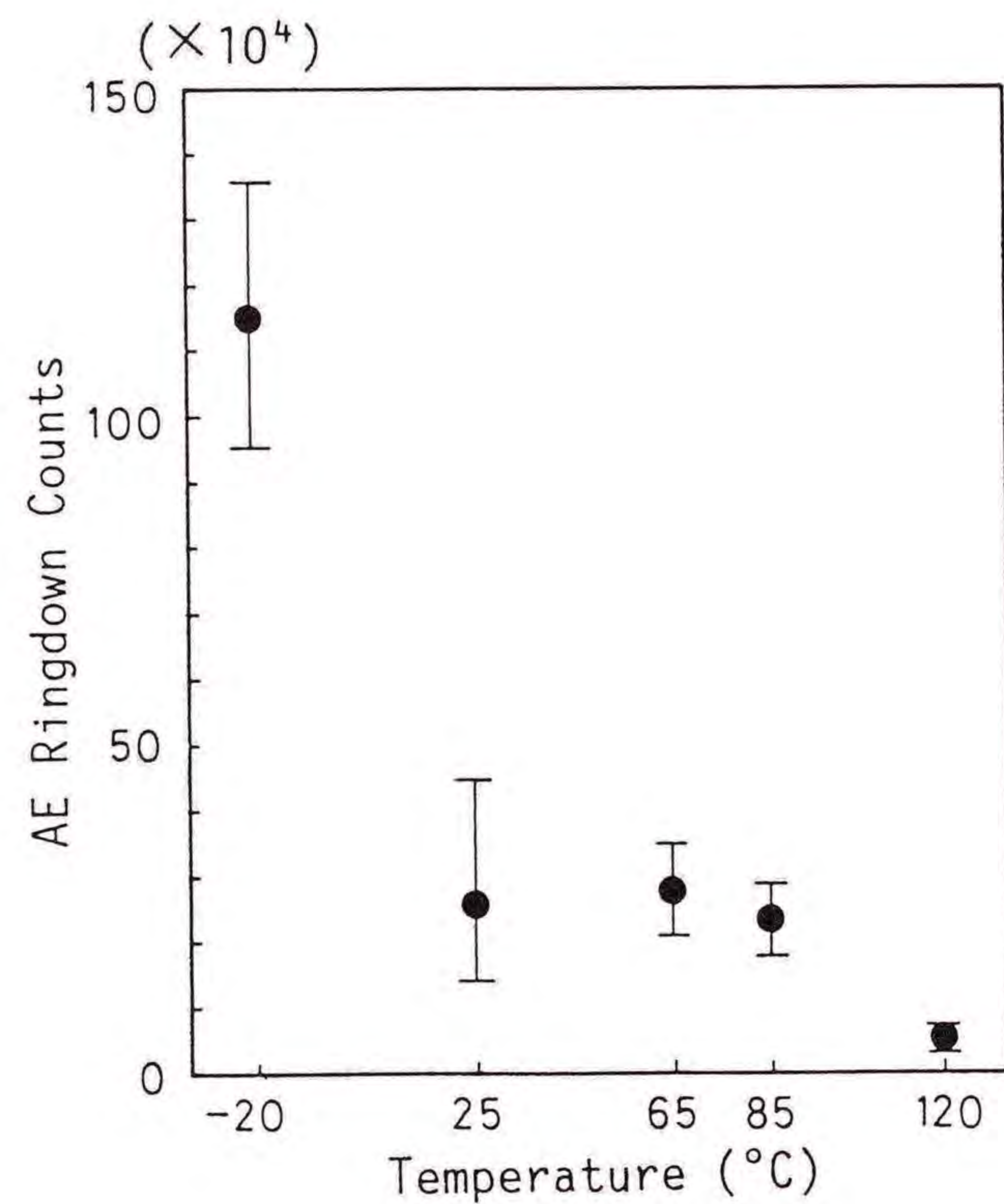


図2.1.6 全AEリングダウンカウントと環境温度の関係

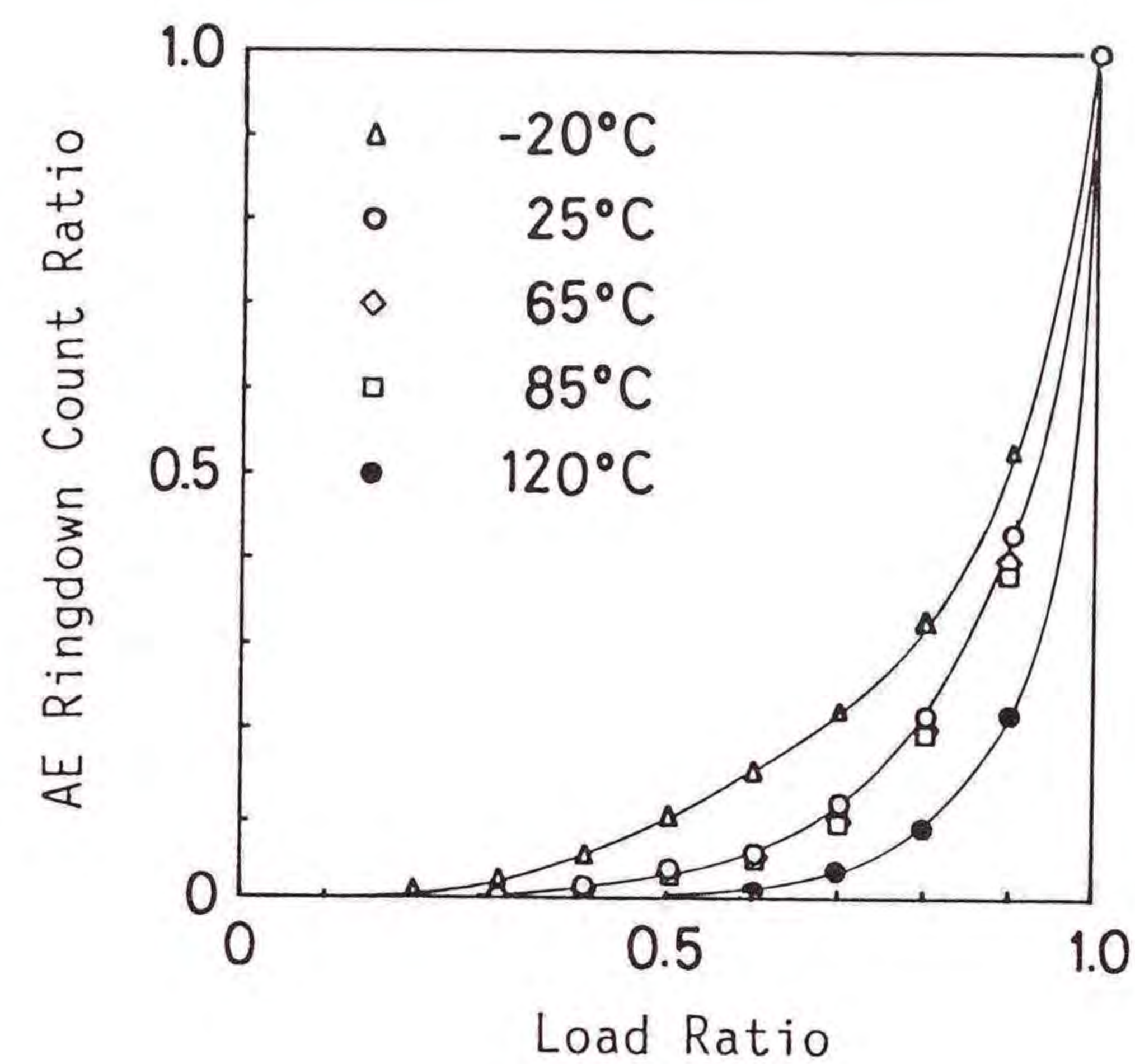


図2.1.7 各環境温度におけるAEリングダウンカウントと負荷応力の関係

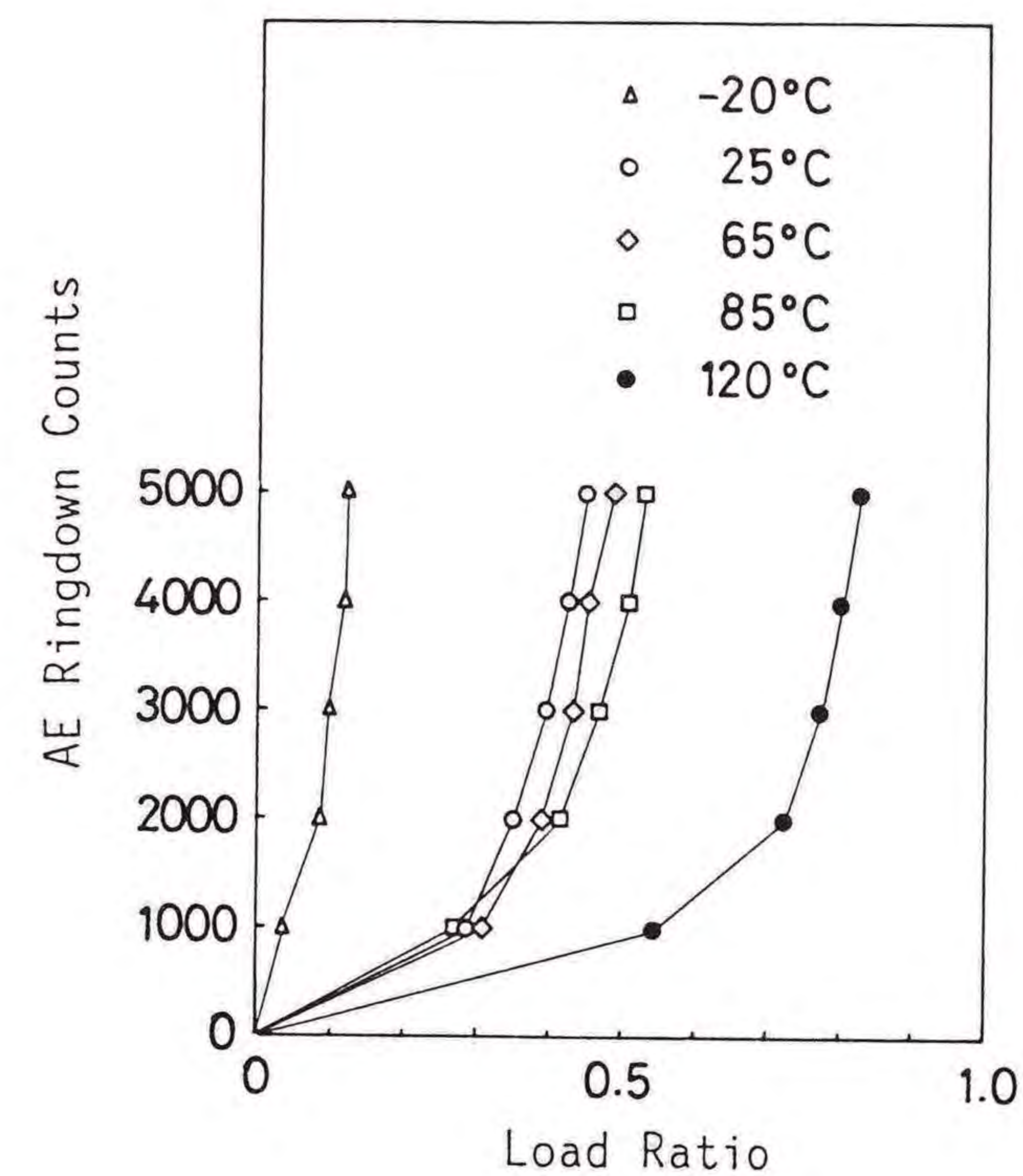


図2.1.8 各環境温度における5,000カウントまでのAEリングダウンカウントの負荷に対する変化

ントに達する負荷レベルが極めて低く、破壊荷重に対して約10%となっている。中温域においては、5,000カウントまでに達する負荷レベルは約50%、低温域においては破壊直前において初めて5,000カウントに達している。この結果においても、AEリングダウンカウント発生の様子が3つの温度域に対応する3パターンに分かれることがわかる。3つのパターンとは、すなわち低い応力レベルから多くのAE信号が発生する低温域のAE発生パターン、破壊近くになって急激にAE信号が多く発生する高温域のパターン、そして低温域と高温域の中間のパターンを示す中温域の発生パターンの3種類である。

これらの結果は以下のように説明できる。低温域においてはマトリックス樹脂が他の温度域の場合と比較してかなりぜい性化しており、負荷の初期においてマトリックス樹脂に多くのマイクロクラックが発生する。したがって、マイクロクラックによるAE波が多く観測される。一方、高温域においてはマトリックス樹脂がかなり軟化しており、マトリックス樹脂のマイクロクラックによるAE波がほとんど発生せず、破壊直前の繊維破断や繊維の引き抜け等により主にAE波が発生する。

2.1.5 結言

ガラスマットFRP積層板について異なる温度環境下において引張試験を行い、AE測定を行なった。その結果、以下のことが明らかになった。

(1) 温度環境下におけるAE発生パターンは、低温域、中温域、高温域の3種類のパターンに分類できることがわかった。

(2) 3種類のAE発生パターンにおいて、低温域ほどAEリングダウンカウントが多く、高温域ほど少ないことがわかった。この相違は、各温度環境下のマトリックス樹脂の状態の違いによる、ガラスマットFRPの破壊モードの相違によく対応していることがわかった。

2.2 AE法による温度環境下における低サイクル疲労挙動の測定

2.2.1 緒言

前節において、低温域、中温域および高温域の異なる温度環境下における静的負荷に対するGFRP積層板の破壊機構が、AE法により識別できることがわかった。そこで、本節においては、異なる温度環境下におけるGFRP積層板の低サイクル疲労挙動をAE法により測定することとした。前述の静的試験と同様の温度環境下で同じガラスマットFRP試験片に対して、低サイクル疲労試験を行ない、AEリングダウンカウントを測定した。そして、得られたAE測定結果より、環境温度条件の違いによるGFRP積層板の破壊過程の違いを調べた。

2.2.2 実験方法

本節においては、前節と同じ試験片、試験装置および測定システムを使用して実験を行なった。低サイクル疲労試験は、インストロン型引張試験機を用い、応力速度10MPa/sで定荷重片振引張モードで行なった。環境温度を -20°C 、 25°C および 120°C の3レベルに設定して実験を行なった。負荷レベルは静的強度の約75~90%とした。

2.2.3 実験結果および考察

2.2.3.1 疲労進行に伴うAEリングダウンカウントの変化

(a) 発生パターン

環境温度が -20°C 、 25°C および 120°C の場合の繰り返し数に対する典型的なAEリングダウンカウントの変化を、図2.2.1(a)~(c)にそれぞれ示す。図に示しているように、各温度に共通してAEリングダウンカウントを次のI、II、IIIの3種類の特徴的な発生パターンの領域に分けることができる。

領域I 1回目の負荷によって大きなAEリングダウンカウントが発生し、カイザ効果によって急激にカウントが減少していき、一定の値に落ち着く(シェイクダウンの現象)。

領域II 領域IでシェイクダウンしたAEリングダウンカウントは、多少の変

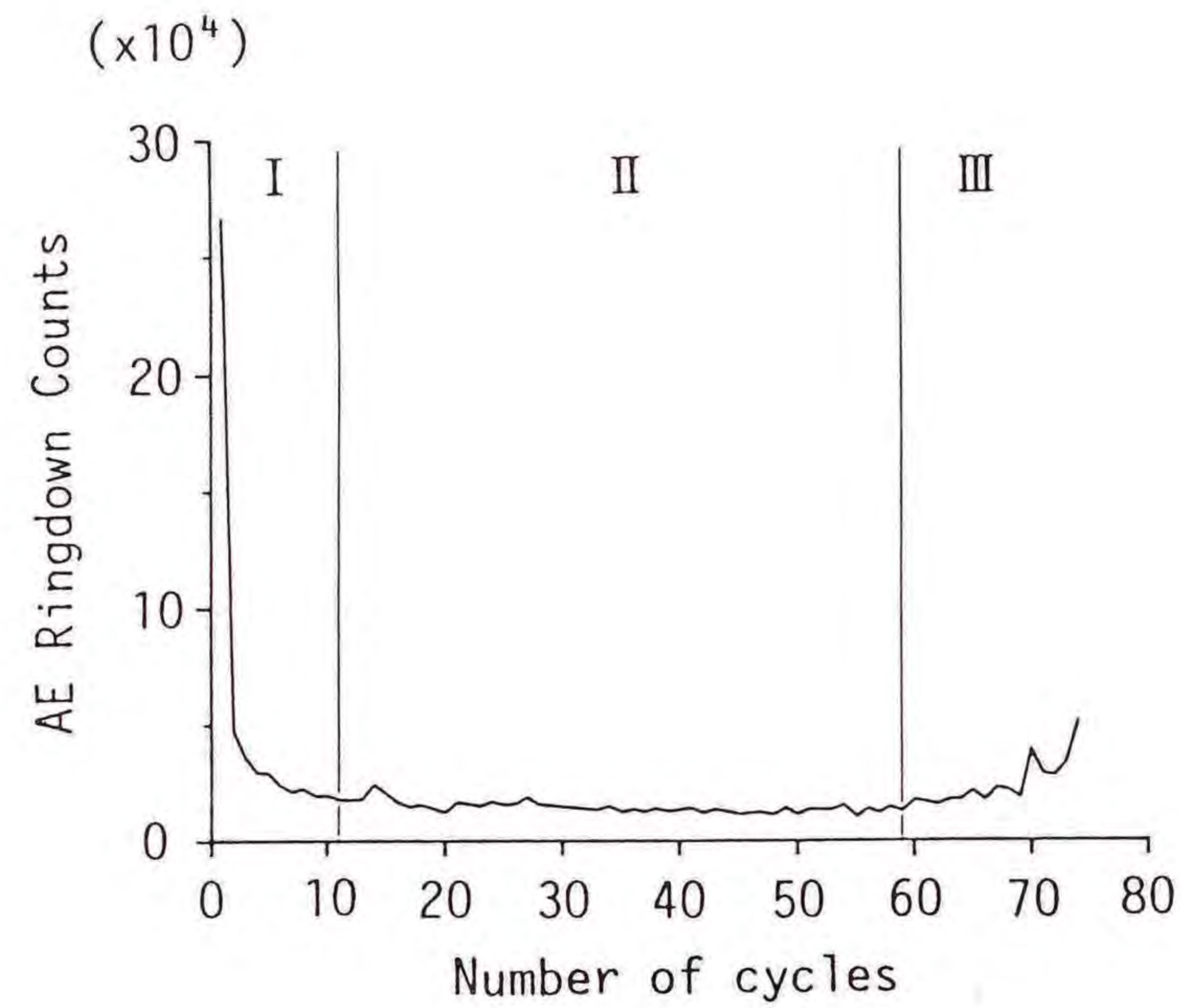


図2.2.1(a) 疲労負荷に伴うAEリングダウンカウントの変化 (-20°C)

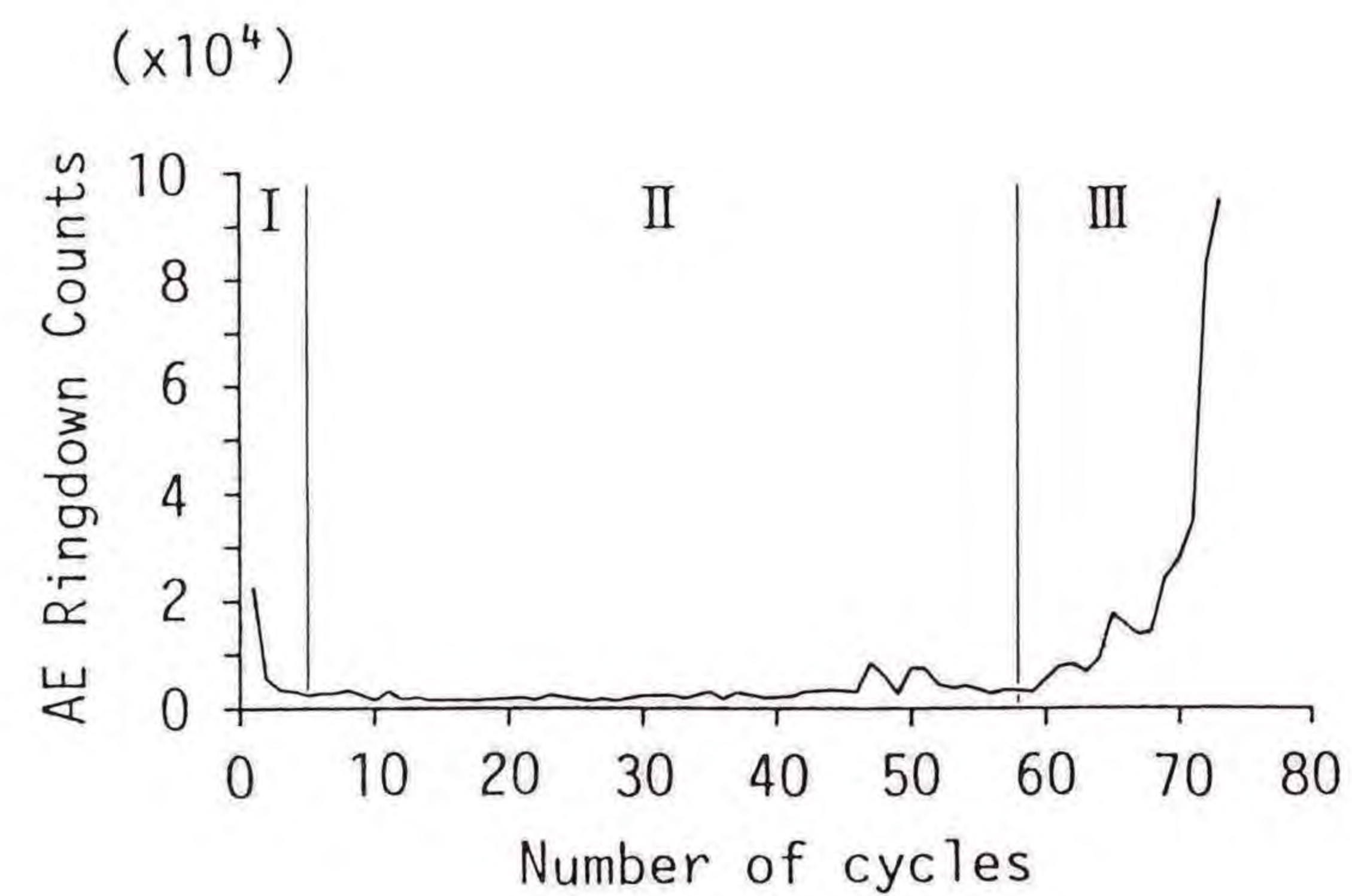


図2.2.1(b) 疲労負荷に伴うAEリングダウンカウントの変化 (25°C)

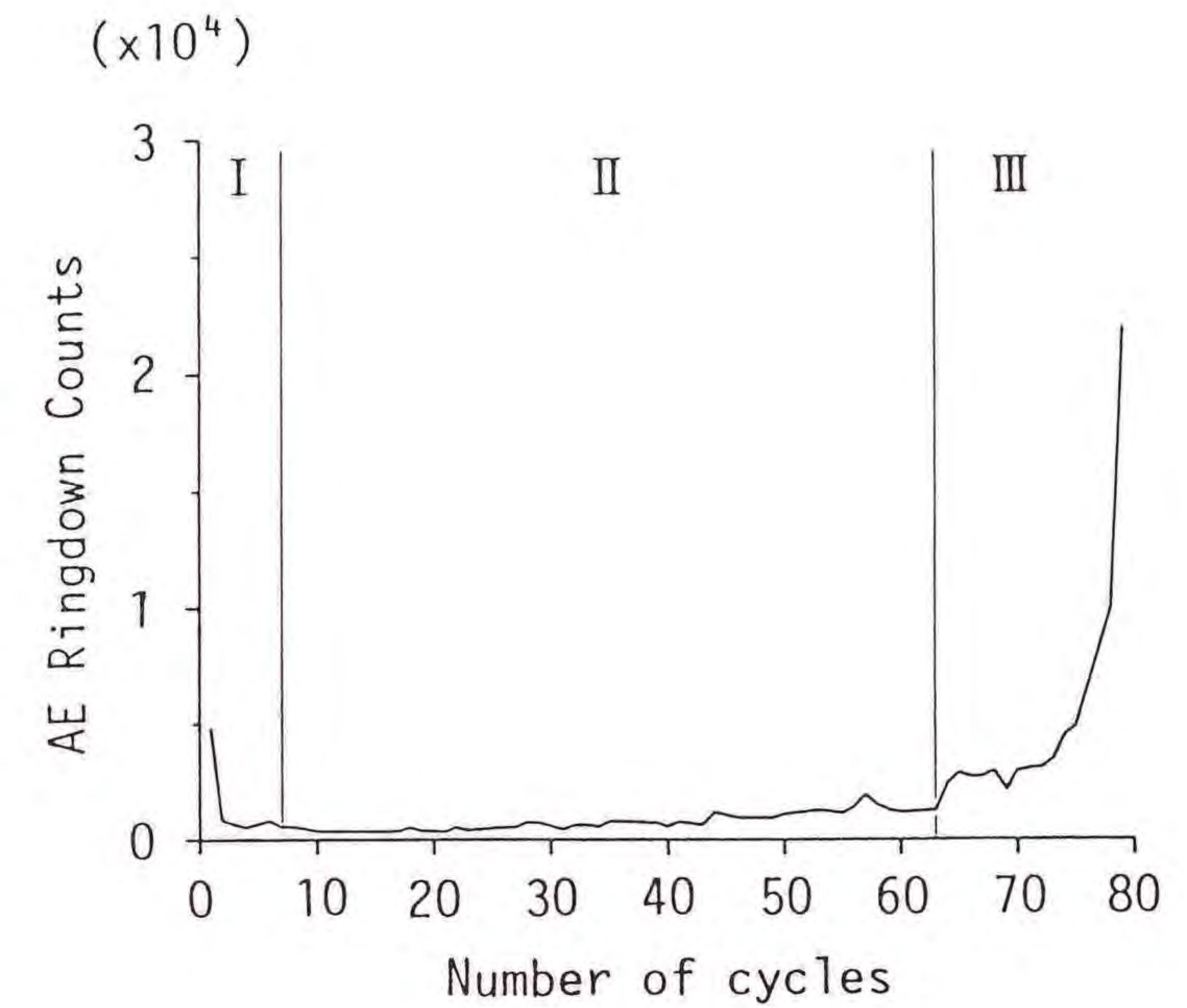


図2.2.1(c) 疲労負荷に伴うAEリングダウンカウントの変化 (120°C)

動はあるものの、ほぼ一定の値をかなり長い間保ち続ける。

領域Ⅲ 破壊直前になり、AEリングダウンカウントが急激に増加する。

(b) AEリングダウンカウントと破壊繰り返し数の関係

1回目の負荷時に発生するAEリングダウンカウントは、試験片が損傷を受けていない状態から、低サイクル疲労荷重まで負荷を受けることによって、試験片内部に起こった損傷の結果であると考えられる。したがって、繰り返し数1回目のAEリングダウンカウントは、領域ⅠにおけるAEリングダウンカウント中、大きな割合を占めるため、それを領域ⅠのAEリングダウンカウントの代表値(A')

と考えることができる。次に、領域Ⅱにおいては、最もAEの発生が安定している初期の平均値をこの領域の代表値(A'')とする。具体的には、例えば25°Cの場合、試験片の疲労寿命にもよるが、繰り返し数が6から16の間の平均値を採用した。これらの結果、1回目の負荷時に発生するAEリングダウンカウントA'と破壊繰り返し数の関係は図2.2.2のようになり、領域Ⅱの初期の平均値と破壊繰り返し数の関係は図2.2.3のようになった。また、図2.2.4には、破壊

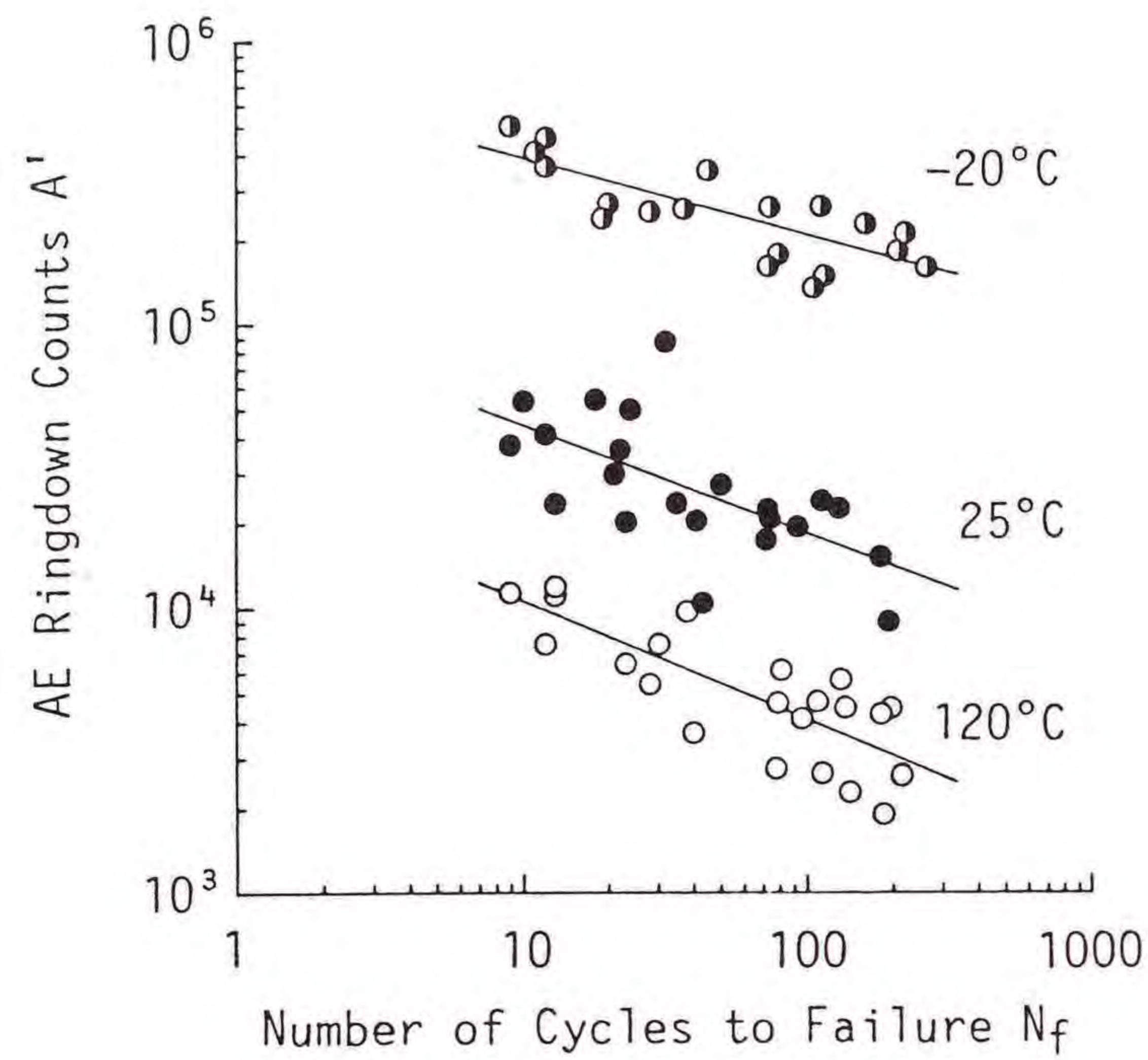


図2.2.2 1回目負荷時のAEリングダウンカウントと負荷繰り返し数の関係

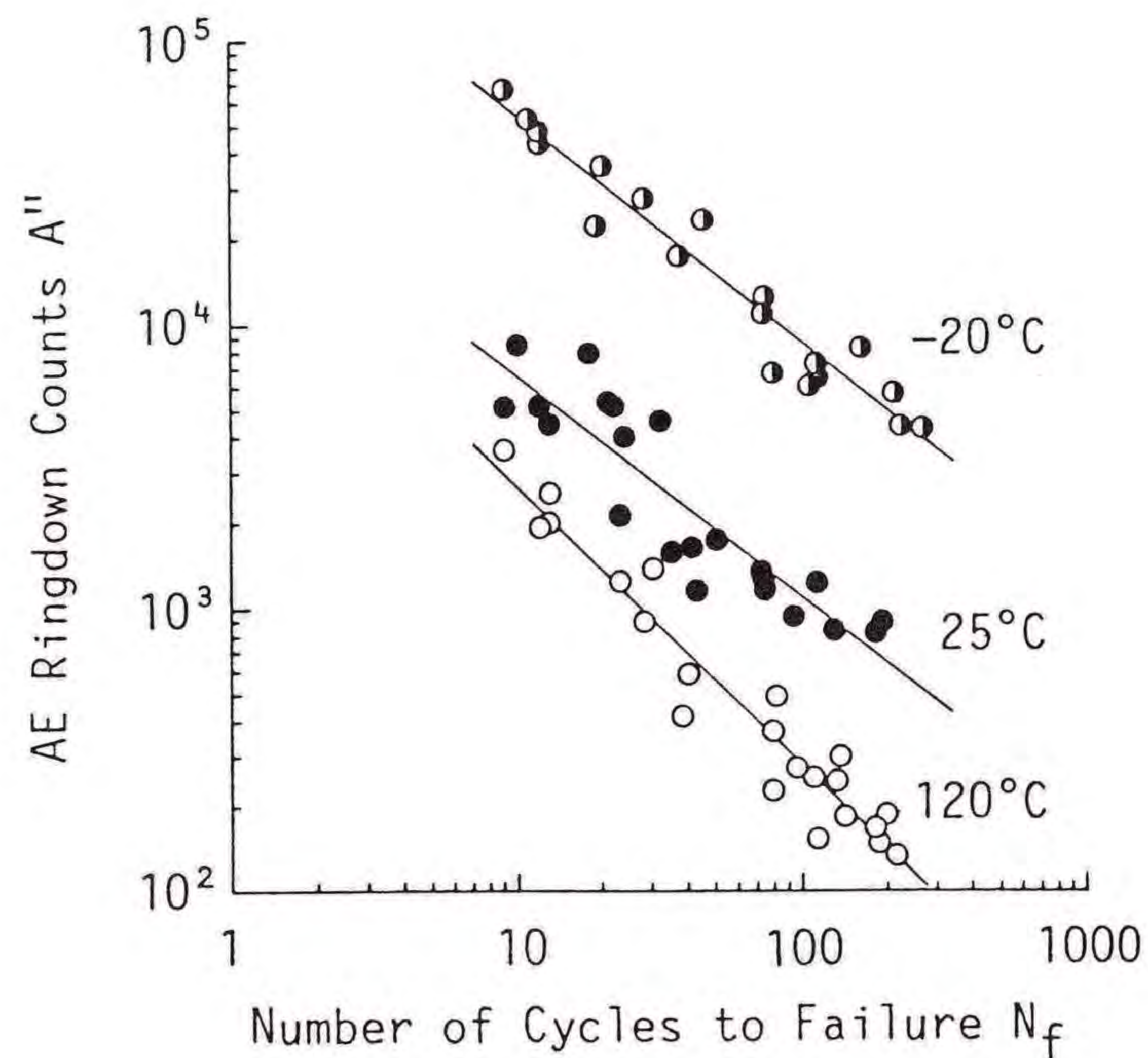


図2.2.3 領域IIの初期AEリングダウンカウントの平均値と破壊繰り返し数の関係

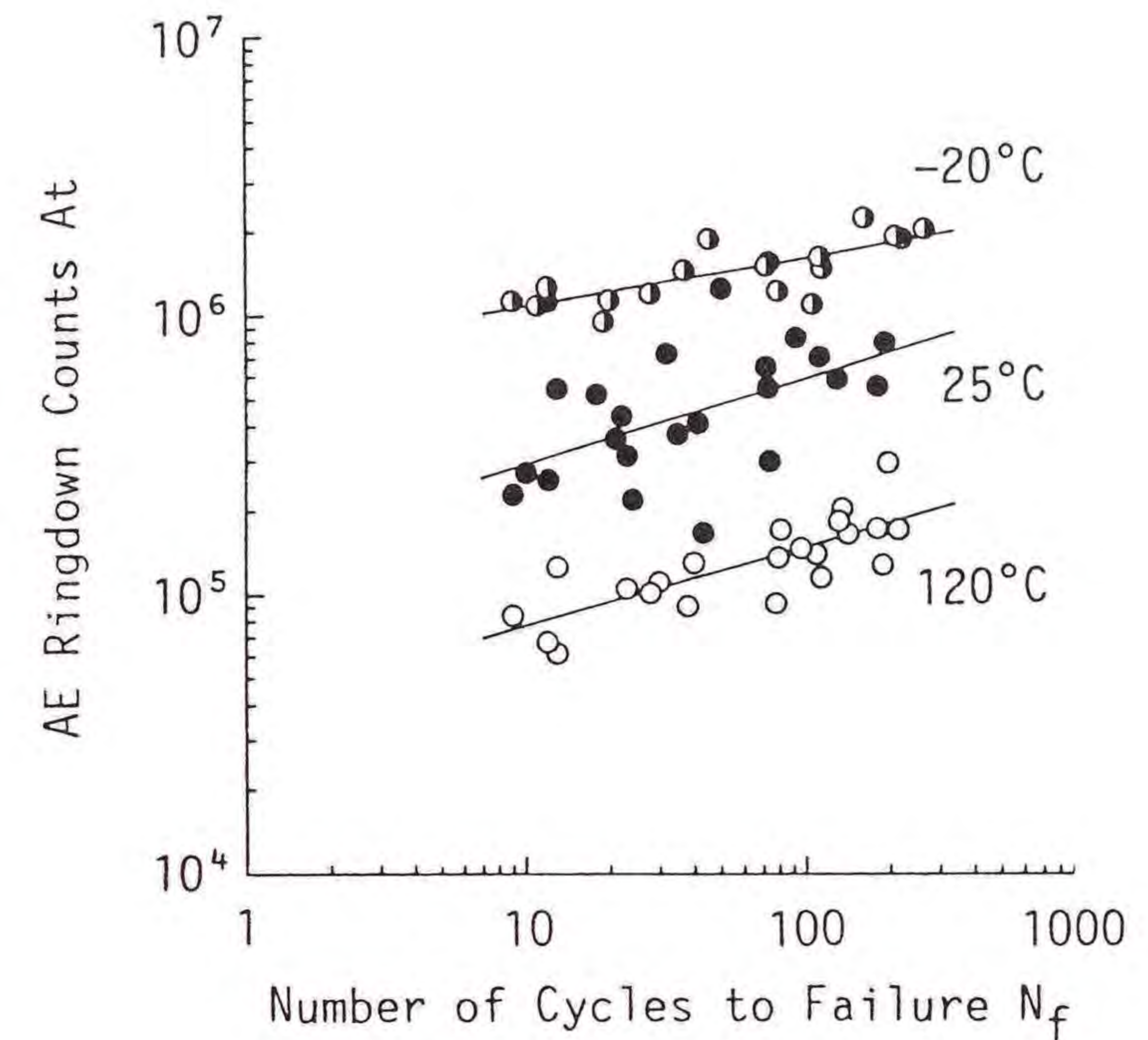


図2.2.4 全AEリングダウンカウントと破壊繰り返し数の関係

までの全AEリングダウンカウント (A_t) と 破壊繰り返し数の関係を示した。各図からわかるように、実測値は両対数グラフ上で、各環境温度下ではほぼ1本の直線上にあると考えられる。すなわち、各AEリングダウンカウントと破壊繰り返し数の間には、次の関係式が近似的に成立すると考えてよい。

$$A \times N_f^\xi = C_0 \quad (2.2.1)$$

ここで、 A は各AEリングダウンカウント、 N_f は破壊繰り返し数を表し、また ξ と C_0 は定数である。最小二乗法により算出した各グラフの ξ と C_0 の値を表2.2.1に示す。

(c) 領域IにおけるAEの特徴

ここで、1回目負荷時のAEリングダウンカウント A' と破壊繰り返し数の関係について考える。図2.2.2からわかるように、AEリングダウンカウントの値は破壊繰り返し数が大きくなると次第に小さくなる傾向にある。また、それは、

表2.2.1 ξ と C_0 の値

		Temperature (°C)		
		-20	25	120
Fig. 2.2.2	ξ	0.266	0.376	0.415
	C_0	7.14×10^5	1.04×10^4	2.72×10^3
Fig. 2.2.3	ξ	0.798	0.775	0.980
	C_0	3.43×10^4	3.88×10^3	2.56×10^2
Fig. 2.2.4	ξ	-0.176	-0.306	-0.284
	C_0	7.19×10^4	1.46×10^3	4.02×10^2

環境温度が-20°C、25°C、120°Cと高くなるに従って小さくなり、-20°Cでは 10^5 のオーダーであるのに対し、120°Cの場合は 10^3 のオーダーの値となっており、温度によってAEリングダウンカウントに大きな差が現れる。また、直線の傾き ξ の値を見ると、表2.2.1より-20°Cでは0.266、25°Cで0.376、120°Cで0.415となっており、温度が高くなると直線の傾きが大きくなっている。

(d) 領域IIにおけるAEの特徴

次に、領域IIの初期AEリングダウンカウント A'' と破壊繰り返し数の関係について述べる。今回の試験において、実験者は測定中この A'' を知ることによって、その試験片の破壊の時期をある程度予測し得るという経験を得たので、この観点からここでは、式(2.2.1)における A'' と C_0 の持つ意味について検討を加えることにする。図2.2.3に示す両対数グラフ上の直線の傾き ξ は、-20°Cで0.798、25°Cで0.775、120°Cで0.980となっている。例えば、120°Cでは傾き ξ がほぼ1に等しいので、AEリングダウンカウント A'' の値を疲労負荷1回当たりの疲労損傷を表していると仮定すると、式(2.2.1)より破壊繰り返し数までのその和が定数 C_0 に達した時に破壊すると考えることができる。-20°Cと25°Cの場合にも120

°Cと同様の考え方を適用すると、式(2.2.1)の左辺の量が C_0 に達した時破壊すると考えれば、 C_0 は疲労損傷を表すパラメータと考えることができる。

(e) 破壊までの全AEリングダウンカウント

破壊までの全AEリングダウンカウント A_1 と破壊繰り返し数の関係について述べる。図2.2.4に示すように、破壊繰り返し数の増加とともに全AEリングダウンカウントも増加している。このことは、疲労負荷によって与えられたエネルギーの一部がAEとして発散するため、多くの繰り返し負荷を受けることにより多くのエネルギーが与えられ、結果として多くのAEリングダウンカウントを発生することを意味していると考えられる。この場合、AEリングダウンカウントの破壊繰り返し数に対する増加の割合は環境温度によって違っている。すなわち、このことはマトリックスが温度依存性のある樹脂であることに起因していると考えられ、疲労負荷によって引き起こされたエネルギーの発散の結果としてのAEリングダウンカウントが、低温域では大きく、高温になるほど小さくなっていることがわかる。また、破壊繰り返し数の増加に対するAEリングダウンカウントの増加の割合は、低温域では小さく、高温になるほど大きくなる傾向が見られる。

2.2.3.2 環境温度のAEリングダウンカウント発生パターンに対する影響

図2.2.5(a)~(c)は、-20°C、25°Cおよび120°Cに対する1回目のAEリングダウンカウント A' と領域IIにおける C_0 の値(図中前者を○印、後者を●印で示す)、それに全AEリングダウンカウント A_1 から上に述べた2つの値を引いた残りのAEリングダウンカウント(●印)を、全AEリングダウンカウントに対する百分率でそれぞれ表したものである。横軸には破壊繰り返し数をとっており、図中の曲線は式(2.2.1)に表2.2.1の各パラメータを代入して計算して描いたものである。先に述べたように、1回目の負荷時のAEリングダウンカウント A' は領域Iの特徴を示し、また C_0 の値は2.2.3.1(d)で述べたように疲労損傷を表している。したがって、全AEリングダウンカウント A_1 が繰り返し数とともに増加するため、 A' はもちろんのこと、 C_0 の値も全AEリングダウンカウントに対する割合としては低下していく。このことは各図に示した結果と一致す

る。したがって、残りのAEリングダウンカウントは破壊繰返し数と共に増加していくことがわかる。

さて、低温と高温の温度条件の違いによる今述べた諸量の変化の様子について検討してみる。すなわち、図2.2.5(a)に示すように、環境温度が -20°C の場合は、 120°C (図2.2.5(c)) に比べて、1回目負荷時のAEリングダウンカウントの全

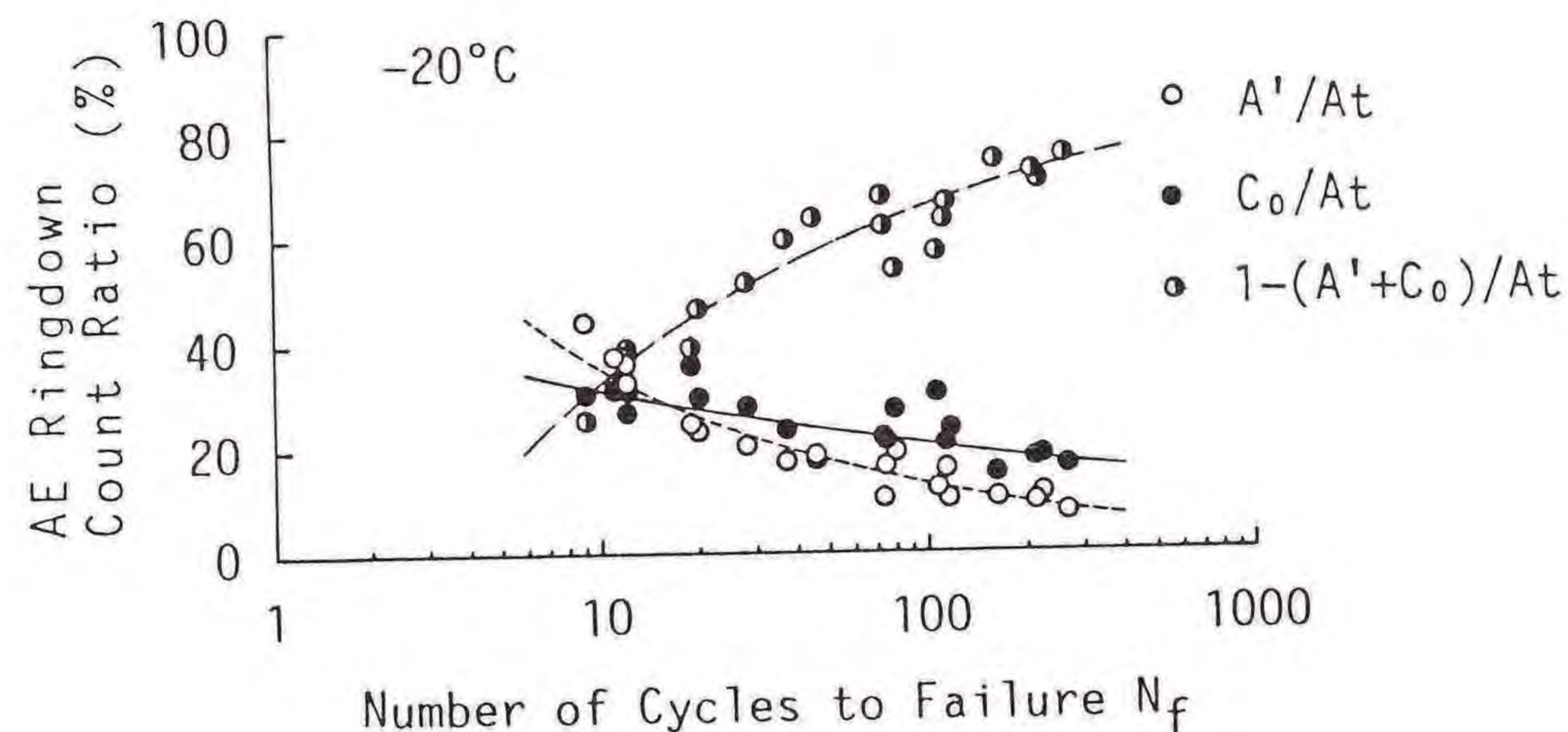


図2.2.5(a) 各領域を代表するAEリングダウンカウントの全AEリングダウンカウントに占める割合 (-20°C)

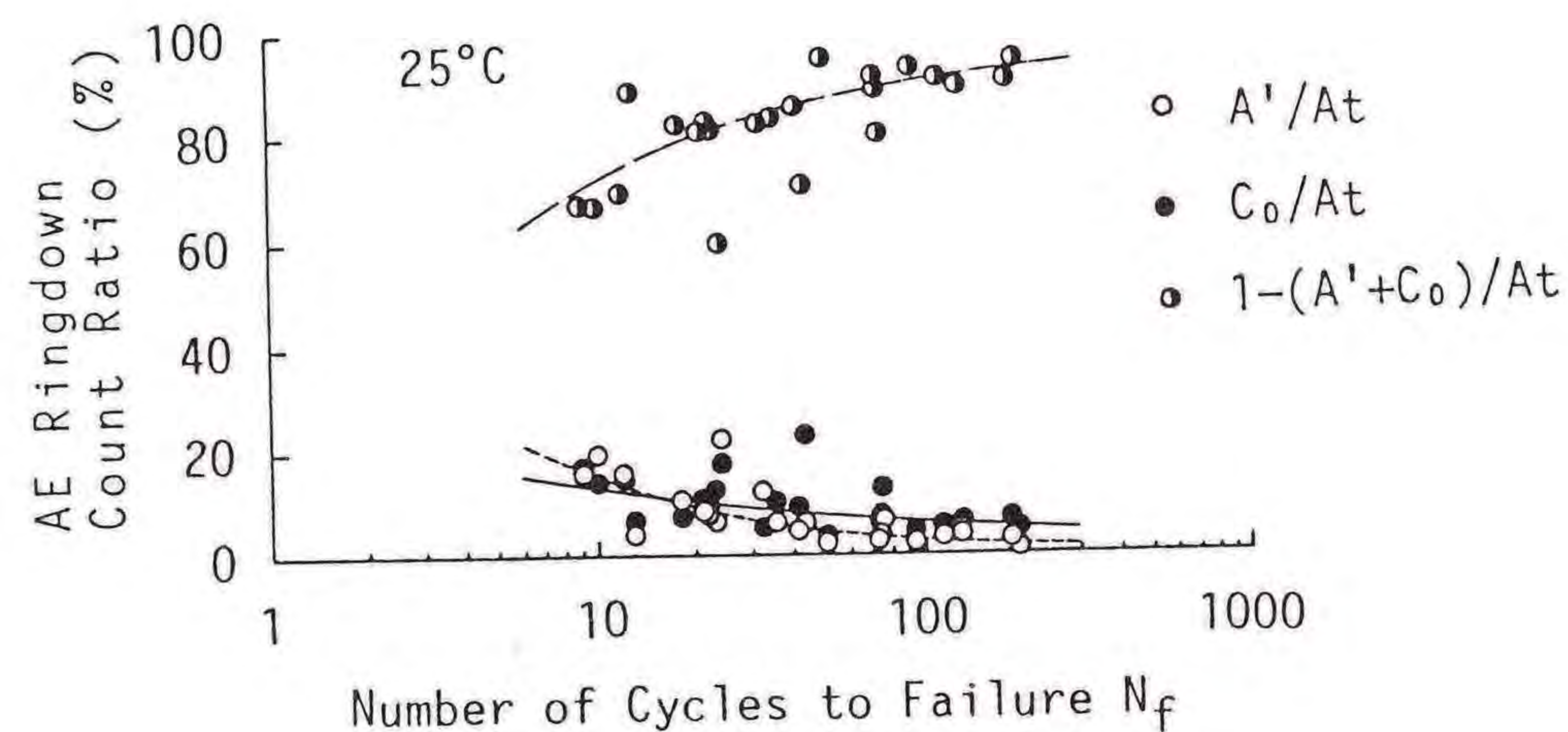


図2.2.5(b) 各領域を代表するAEリングダウンカウントの全AEリングダウンカウントに占める割合 (25°C)

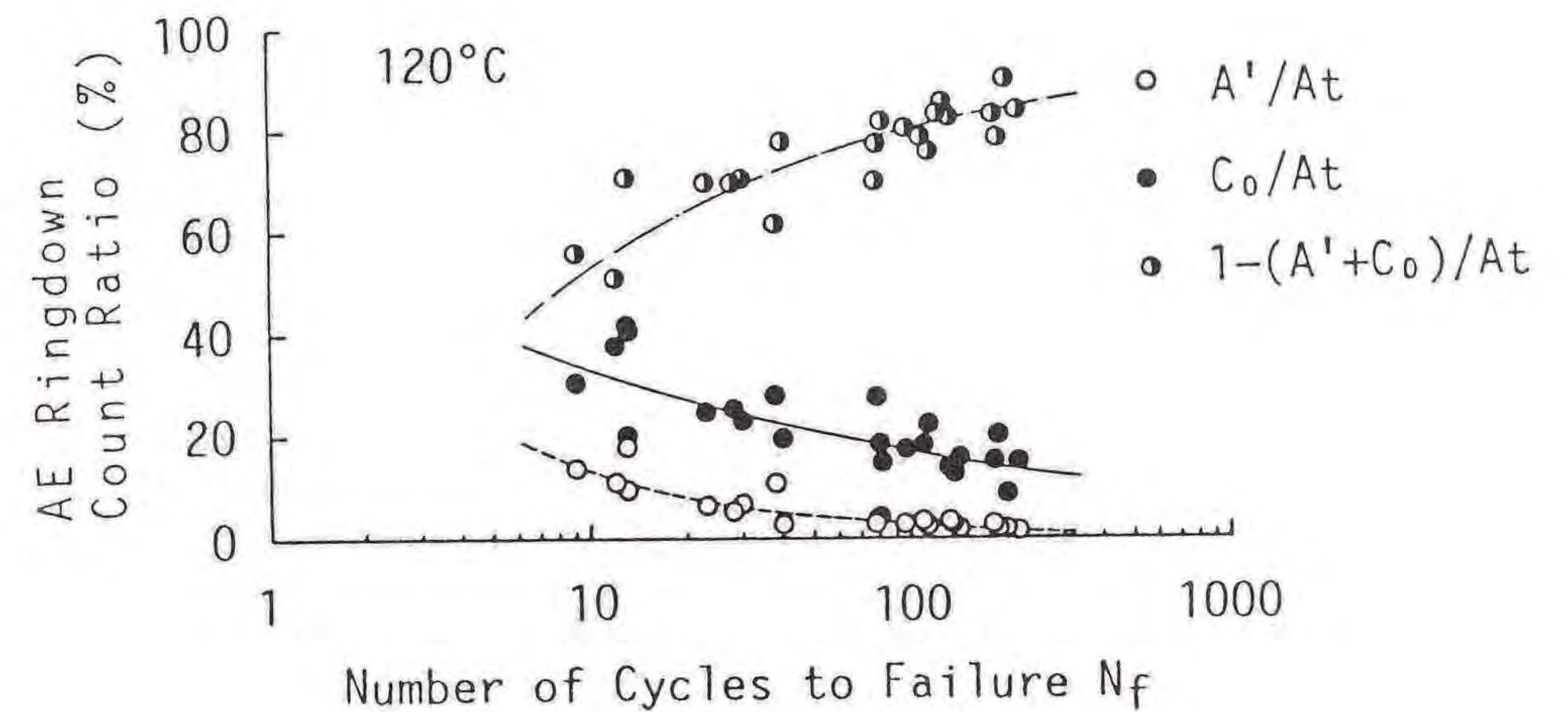


図2.2.5(c) 各領域を代表するAEリングダウンカウントの全AEリングダウンカウントに占める割合 (120°C)

体に占める割合がかなり大きいことがわかる。また、図2.2.1(a)に示すように、低温における1回目負荷時の値が極めて大きく、場合によっては破壊直前のAEリングダウンカウントよりも大きくなることも特徴的である。これは、前節の静的破壊過程でも述べたように、 -20°C では樹脂がぜい性化しており、マイクロクラックが発生しやすい状態になっているため、クラッキングによるAEがカウントされているためと思われる。このことは、 -20°C における試験片の破壊状況を示した図2.2.6(a)の写真に、多くのクラックが見られることからわかる。

次に、 120°C の高温環境下では、ここで用いた樹脂の熱変形温度が約 69°C であるので樹脂がかなり軟化しており、その結果、試験片は図2.2.6(b)に示すように繊維の引き抜けにより破壊している。この状態では、クラックの発生によるAEは極めて少なく、1回目の負荷時のAEリングダウンカウントの割合は小さくなる。以上の事実から、AE発生については、環境温度による樹脂の性質の変化が1回目の負荷時に大きな違いとなって現れていると言える。

さて、 25°C の場合について特徴的なことは、1回目負荷時のAEリングダウンカウント A' と C_0 が近い値を示していることであり、この傾向は -20°C と似ている。しかし、それらの割合は小さい。この原因は、破壊した試験片の様子を観察することから次のように説明できる。すなわち、図2.2.6(c)に示すとおり破壊

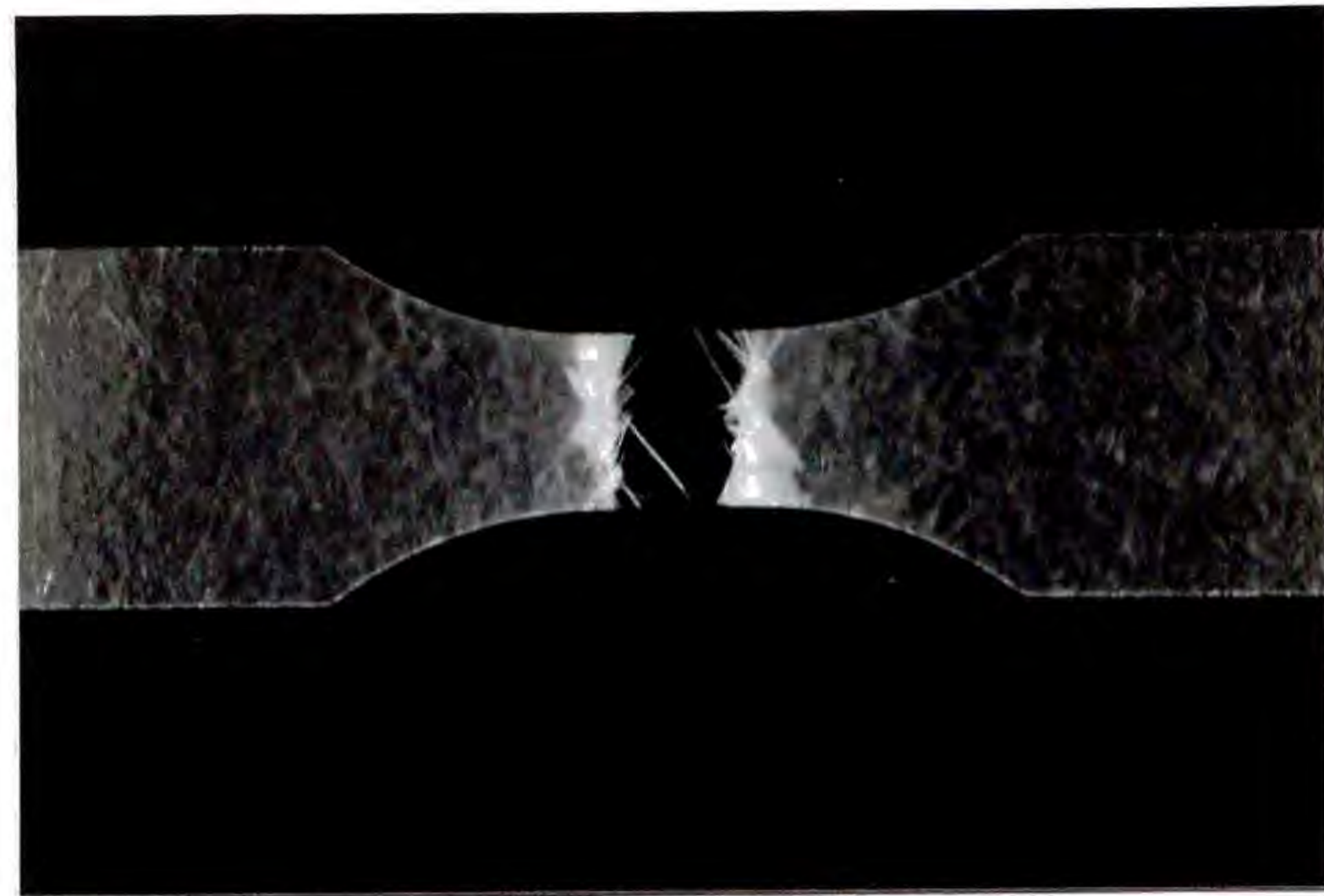


図2.2.6(a) 試験片の破壊状況 (-20°C)

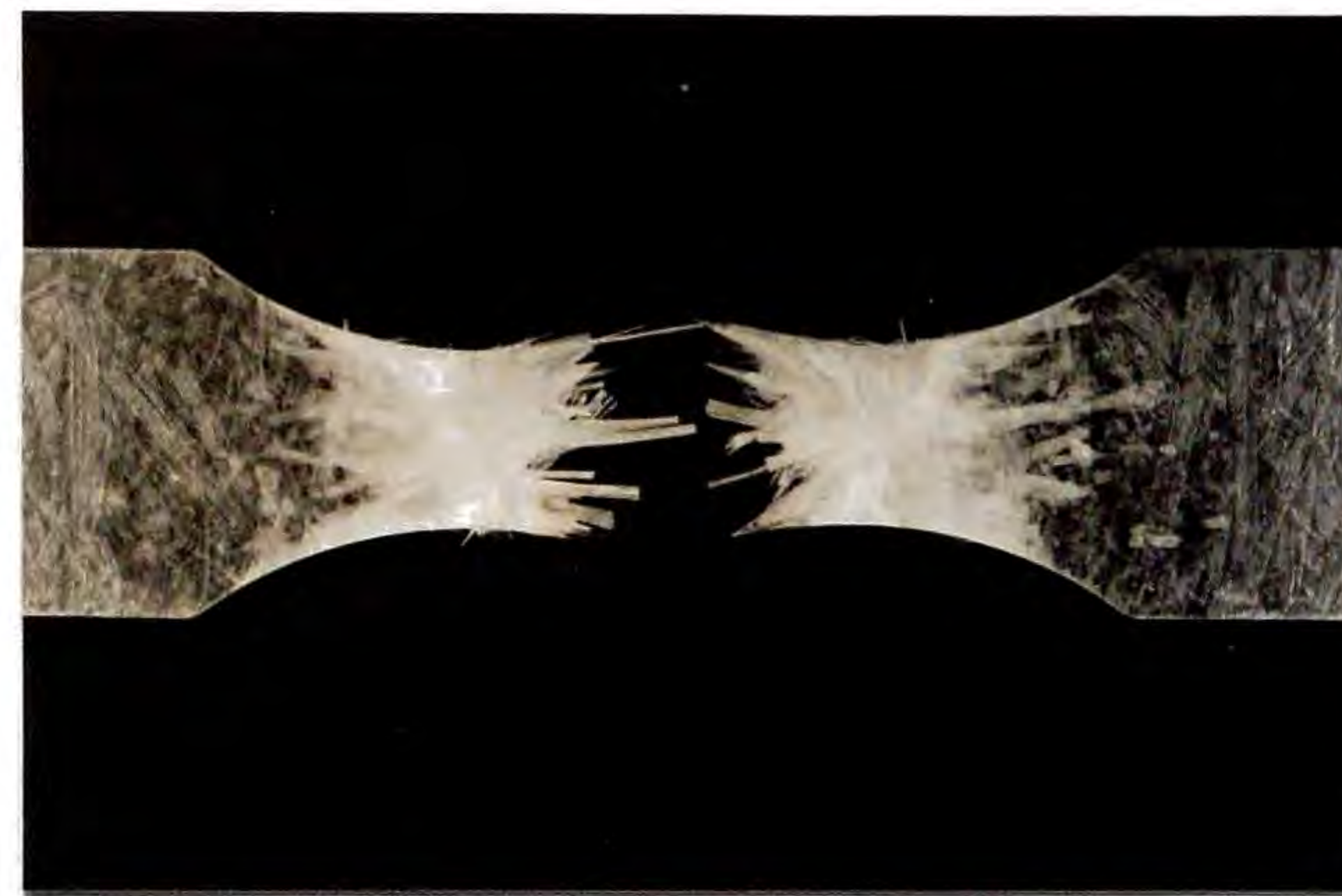


図2.2.6(b) 試験片の破壊状況 (120°C)

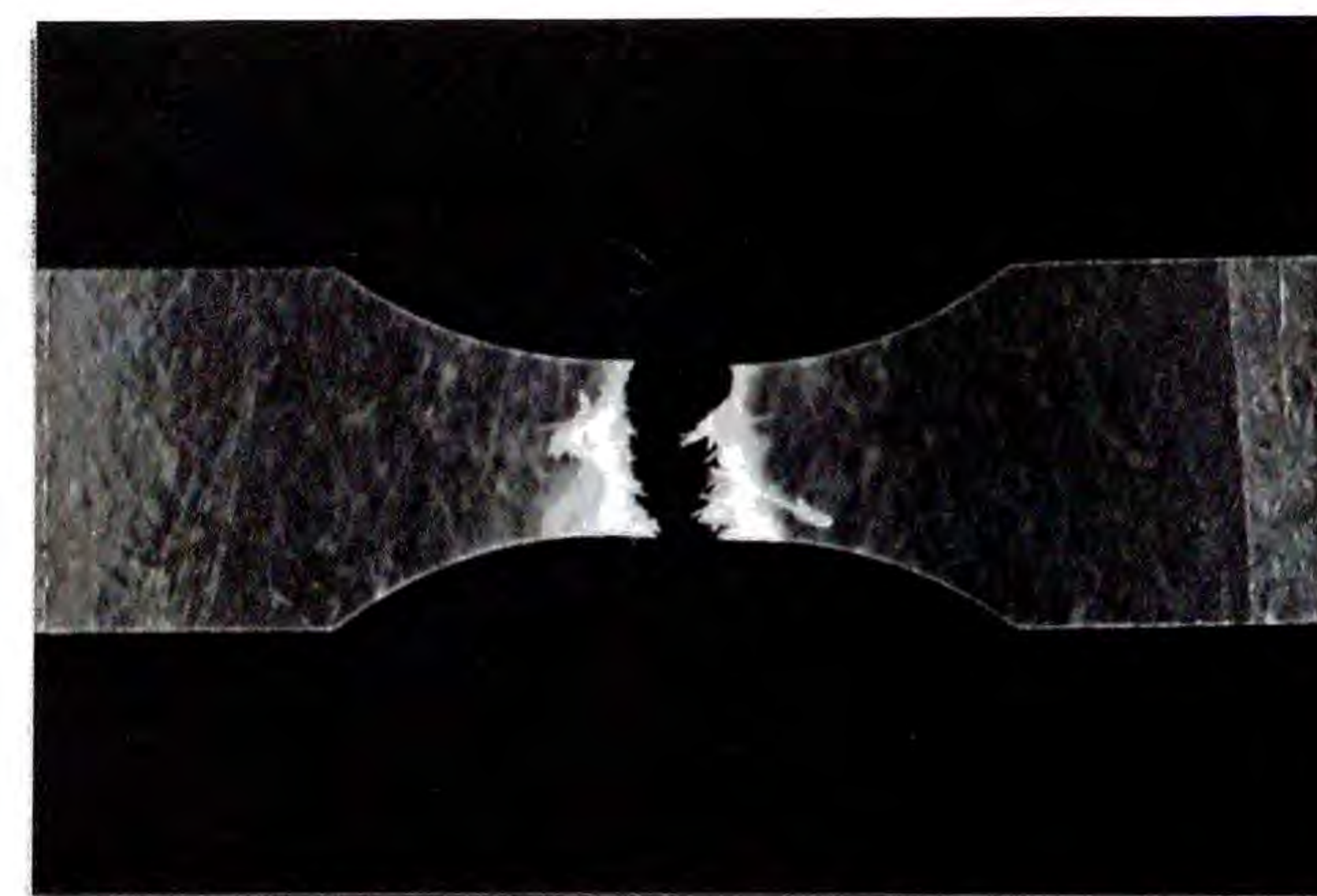


図2.2.6(c) 試験片の破壊状況 (25°C)

は繊維破断を示しており、この点は-20°Cの場合と似ているが、クラック数は極めて少ない。したがって、25°Cの場合はクラック発生によるAEリングダウンカウントが起こりにくい。ところが、破壊に近付くと、-20°Cに比較して樹脂がぜい性的でないため、多量のAEリングダウンカウントを発生するものと思われる。

以上、マトリックス樹脂の低温域ほどぜい性的となり、高温域ほど軟化する性質の変化により、ガラスマットFRPの低サイクル疲労破壊過程が相違し、それがAEリングダウンカウント発生パターンに影響を及ぼしていることがわかった。

2.2.4 結言

-20°C、25°C、120°Cの温度環境下において、ガラスマットFRP積層板の低サイクル疲労試験を行ない、試験中のAEリングダウンカウントを測定した結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 3レベルの温度環境下に共通して、低サイクル疲労試験中に発生するAEリングダウンカウントが、繰り返し数の増加とともに3つの特徴的な発生パターンの領域に分かれることがわかった。
- (2) 各領域におけるAEリングダウンカウント発生パターンの特徴を表すカウント量と、破壊繰り返し数の間に一定の関係があることがわかった。
- (3) 各温度環境下で、3つのAEリングダウンカウント発生パターンにおいてカウント量に差異が見られた。このことは、環境温度の違いによるマトリックスの性質の変化および静的試験結果を参照することによって説明できた。

第3章 疲労破壊シミュレーション

3.1 ひずみ測定結果に基づく疲労破壊シミュレーション

3.1.1 緒言

疲労モデルに基づいて疲労破壊シミュレーションを行なうことができれば、疲労寿命を予測することが可能となる。したがって、FRPを構造部材として使用するためには、疲労破壊シミュレーションを行なえることが望ましい。序論でも述べたように、不連続繊維強化プラスチックは強化繊維が不連続であるため、その強度を理論的に表すことが静的負荷においても困難である。そこで、本章においては疲労実験におけるひずみおよびAE測定結果に基づいて、疲労破壊シミュレーションを行なうことを目的とする。

本節では、2つの統計パラメータを含むモデルを提案し、ひずみ測定結果より得られた疲労破壊基準を統計解析に基づく信頼区間をも考慮して適用し、疲労破壊シミュレーションを行なった。

3.1.2 低サイクル疲労モデル

本節では、ガラスマットFRPの低サイクル疲労試験から得られた応力-ひずみ線図に基づいて、低サイクル疲労モデルを作成した。低サイクル疲労試験において、測定した応力-ひずみ線図の1例を図3.1.1に示す。実用上、疲労モデルはできるだけ単純であることが必要である。そこで、モデルを作成するため、実験より得られたこの応力-ひずみ線図を幾何学的に図3.1.2に示すように単純化する。このモデルでは、各負荷サイクルにおいて負荷により応力零の点から最大応力点まで直線的に応力が増加し、除荷において最大応力点から応力零の点まで直線的に応力が減少する。図において α_i と β_i は、それぞれ第*i*サイクルにおける負荷時のセカント弾性率と除荷時の回復弾性率を表す。また、 e_i および ε_i はそれぞれ第*i*サイクルにおける全ひずみおよび塑性ひずみを表し、 s_i は第*i*サイクルにおけるヒステリシスループの面積を表す。ひずみ e_i と ε_i および弾性

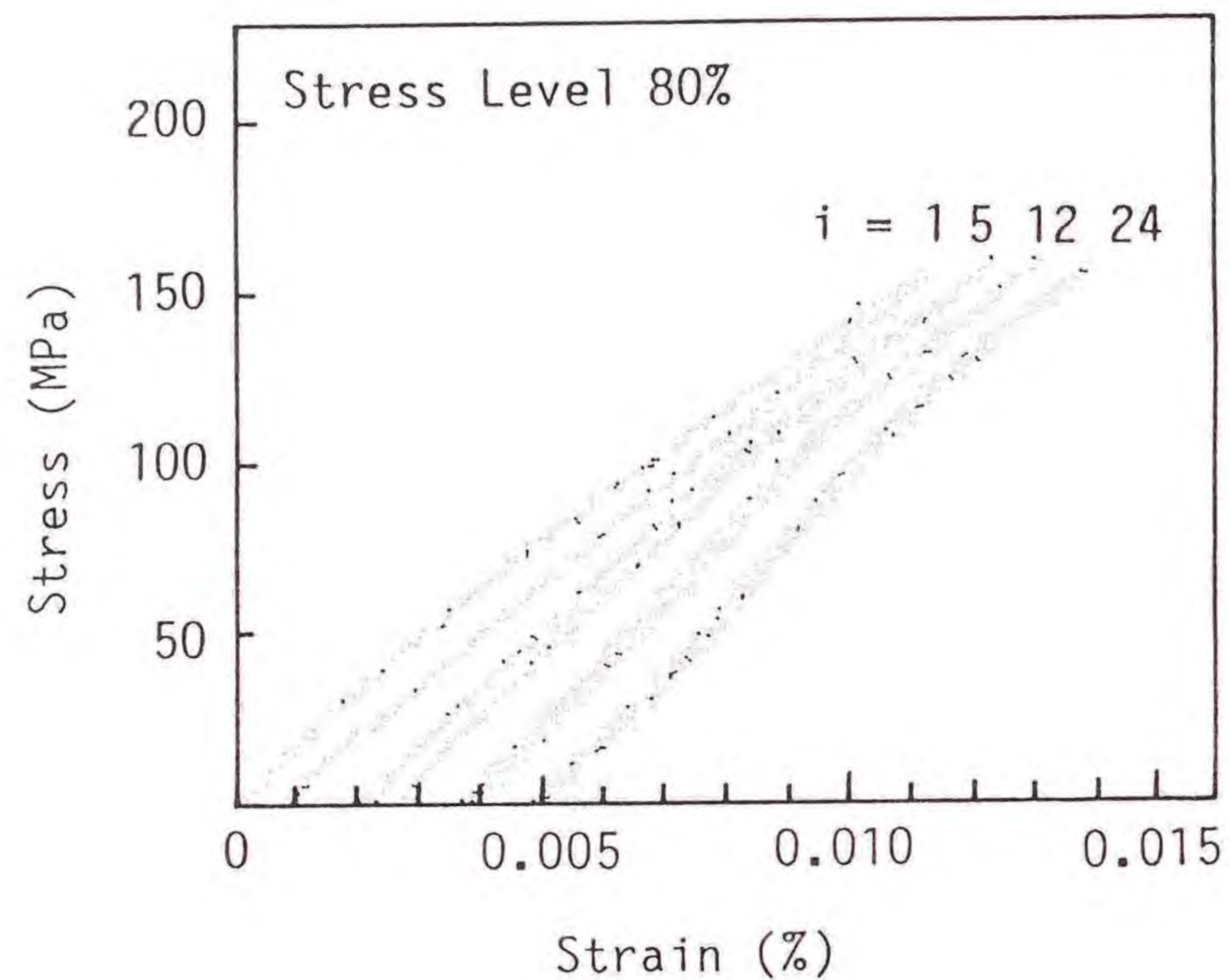


図3.1.1 低サイクル疲労負荷における応力-ひずみ線図

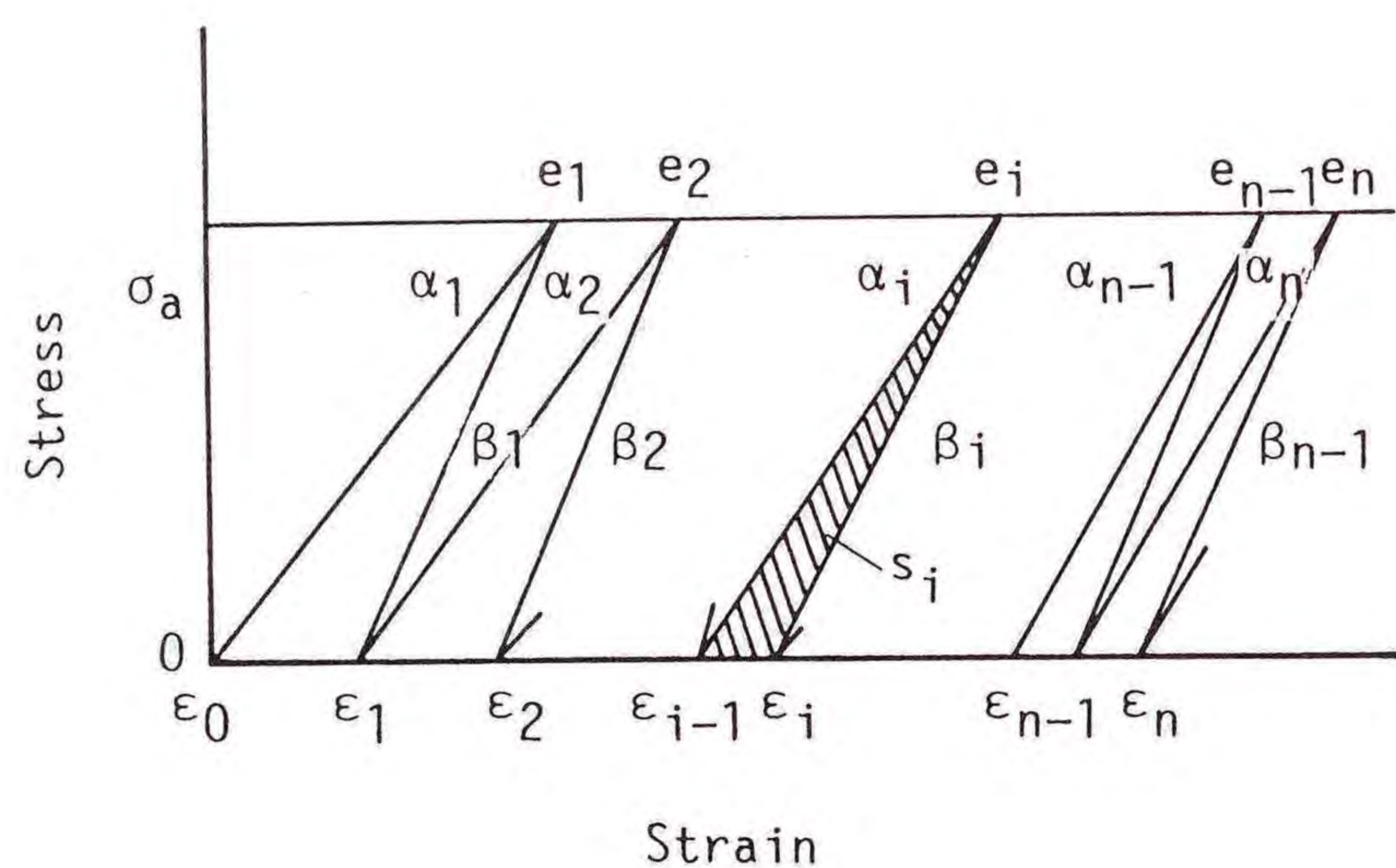


図3.1.2 低サイクル疲労負荷における応力-ひずみ線図のモデル

率 α_i と β_i の関係は次式のように表すことができる。

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{i-1} + \left(\frac{1}{\alpha_i} - \frac{1}{\beta_i} \right) \sigma_a \quad (3.1.1)$$

$$e_i = \varepsilon_i + \frac{\sigma_a}{\beta_i} \quad (3.1.2)$$

ここで、 $\alpha_i < \beta_i$ である。 σ_a は負荷応力振幅を表す。ここで、 c_i を次式のようにおく。

$$c_i \equiv \frac{1}{\alpha_i} - \frac{1}{\beta_i} \quad (3.1.3)$$

そして、

$$C_n \equiv \sum_{i=1}^n \left(\frac{1}{\alpha_i} - \frac{1}{\beta_i} \right) \quad (3.1.4)$$

である。

第 n サイクルにおけるひずみ率 ε_r は次式で与えられる。

$$\varepsilon_r = \frac{\varepsilon_{n-1}}{e_n} = \frac{C_{n-1}}{C_n + \frac{1}{\beta_n}} \quad (3.1.5)$$

第 i サイクルで消費されるエネルギーに関するヒステリシスループの面積は次式で表される。

$$s_i = (\varepsilon_i - \varepsilon_{i-1}) \frac{\sigma_a}{2} = c_i \frac{\sigma_a^2}{2} \quad (3.1.6)$$

したがって、第 n サイクルまでに消費されるエネルギーに相当する S_n は次式で与えられる。

$$S_n = C_n \frac{\sigma_a^2}{2} \quad (3.1.7)$$

実験データより次式の関係が成り立つことがわかっている。

$$\beta_n \doteq \beta_1 \quad (3.1.8)_1$$

$$C_n \doteq C_{n-1} \quad (3.1.8)_2$$

したがって、(3.1.5)式は次式のように表すことができる。

$$\varepsilon_r \doteq \frac{C_n}{C_n + \frac{1}{\beta_1}} \quad (3.1.9)$$

一方、 $1/\alpha_1$ と $1/\beta_1$ の差 c_1 が指数的に減少し、応力レベルに依存する定数 b に収束することから次式が成り立つ。

$$c_1 = (a - b) e^{-(i-1)\gamma} + b \quad (3.1.10)$$

ここで、 $\gamma > 0$ 、 $a = c_1$ である。 γ はガラスマットFRPの剛性低下に関するパラメータである。(3.1.10)式を使って、 C_n が次式のように表せる。

$$C_n = (a - b) \frac{1 - \delta^n}{1 - \delta} + nb \quad (3.1.11)$$

ここで、 $\delta = e^{-\gamma}$ である。ここで、(3.1.9)式の $1/\beta_1$ と(3.1.10)式の a は、試験片の弾性率のばらつきに依存する統計的パラメータである。

3.1.3 実験方法

本研究に使用した試験片の形状と寸法を図3.1.3に示す。試験片に使用したGFRPは前章までに使用したものと材質、成形法とも同じである。ただし、疲労試験中のひずみを試験片の破断まで測定するため、試験片の成形時に中央の層間

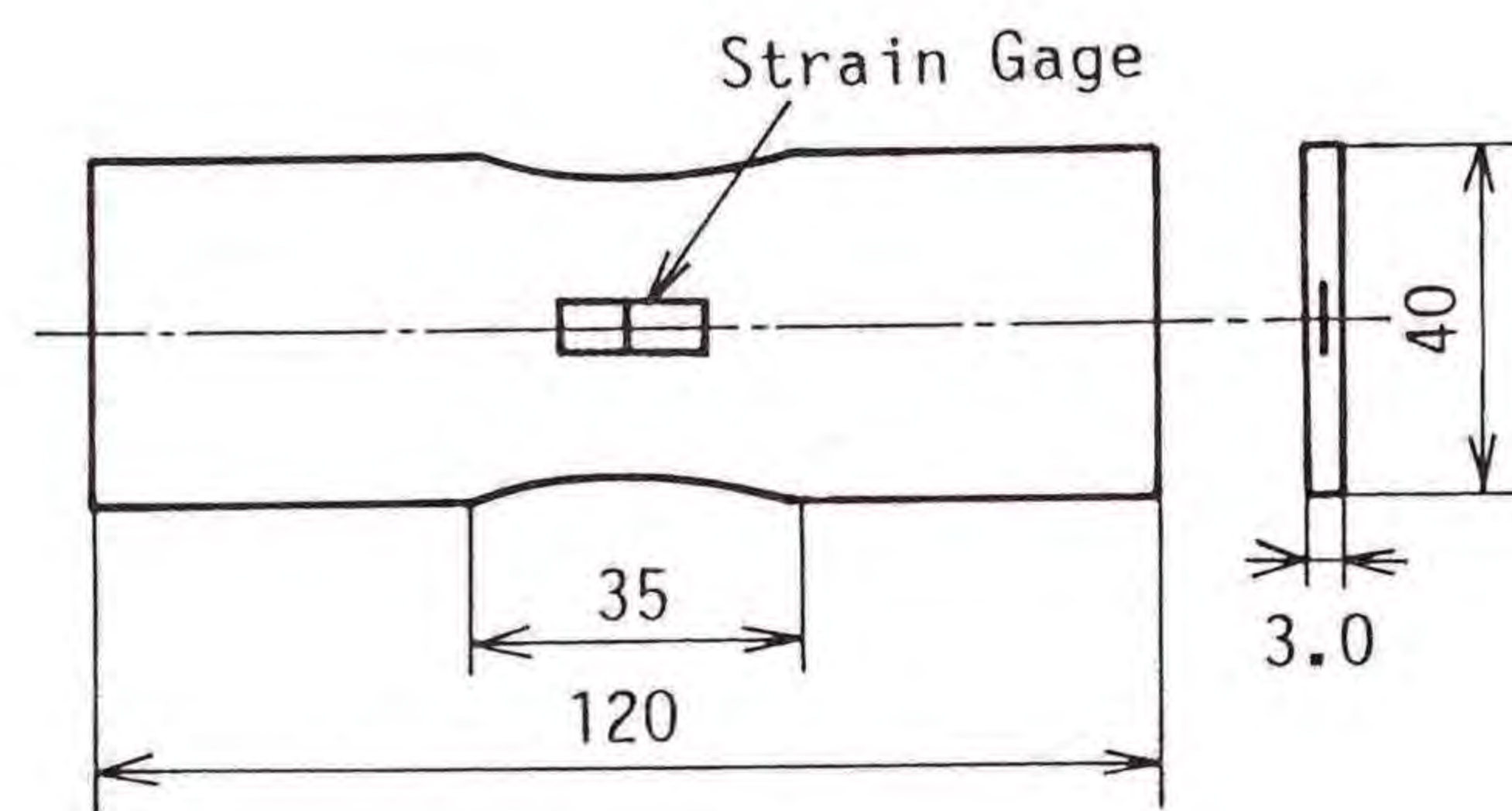


図3.1.3 試験片

表3.1.1 試験片の機械的性質

Number of Ply	6
Young's Modulus (GPa)	13.6
Tensile Strength (MPa)	198
Fiber Contents (Vol.%)	34.5

に図に示す位置に大ひずみゲージを埋め込んで成形した。試験片の機械的性質を表3.1.1に示す。

低サイクル疲労試験は、インストロン型の試験機を使って定荷重片振引張モードで毎分約4~5サイクルの負荷速度で行なった。パーソナルコンピュータを使って、試験片の低サイクル疲労時のひずみ応答をオンラインで測定した。低サイクル疲労試験では、引張強度の75%、80%、85%および90%の4レベルの負荷応力を設定した。実験の結果では、全ての試験片が低サイクル疲労寿命の範囲である200回以下の負荷繰り返し数で破壊した。

3.1.4 実験結果

低サイクル疲労負荷における応力-ひずみ線図は図3.1.1にすでに示した。表3.1.2に実験を行なった試験片の低サイクル疲労寿命を、ワイブル分布に基づいて統計解析を行なった結果を示す。表において、 p_2 は形状母数、 q_2 は尺度母数、 $E[N]$ は平均値そしてCVは変動係数である。この結果は、実験に使用した試験片の静的引張強度の変動係数が0.077と小さく、ばらつきが小さいにもかかわらず、低サイクル疲労寿命のばらつきが大きいことを示している。表中の括弧の中の数字については後に説明する。

福田らはパーソナルコンピュータをオンラインで測定に使用し、ガラスマットFRPについて低サイクル疲労試験を行い、その結果について報告している⁸⁹⁾。その報告において、静的引張強度の75~90%に相当する高い応力レベルの疲労破壊は、第 n サイクルにおける全ひずみに対する塑性ひずみの比率 ε_r が、負荷サ

表3.1.2 低サイクル疲労データの実験値と予測値の統計的解析結果

Stress Level (%)	Sample Size	p_2	q_2	$E[N]$	CV
90	9	1.11(1.99)	12.9(13.8)	12(12)	0.90(0.53)
85	14	0.98(1.24)	29.9(39.6)	30(37)	1.02(0.81)
80	20	1.17(1.30)	61.3(68.0)	58(63)	0.86(0.78)
75	13	1.19(1.37)	86.5(93.9)	82(86)	0.85(0.74)

イクルの対数を取った値に対してほぼ線形に増加した後、次式の関係を満たした時に起こると述べている。

$$\log N_f = a_1 + b_1 \varepsilon_r \quad (3.1.12)$$

ここで、 N_f は破壊繰返し数であり、 a_1 と b_1 は実験におけるひずみ応答に最小二乗法を適用して決定した値である。

本研究では、ガラスマットFRP積層板の低サイクル疲労寿命を予測する上で、シミュレーションにおける低サイクル疲労破壊基準として(3.1.12)式を使用することとする。そのためには実験データを(3.1.12)式に当てはめ、 a_1 と b_1 を決定する必要がある。図3.1.4に対数で表した破壊繰返し数とひずみ比率 ε_r の関係を示している。図において実線は測定点について最小二乗法を適用して描いており、F線と名付けることにする。また、P線は負荷繰返し数に対する ε_r の変化を表している。一方、2つの破線は破壊繰返し数の対数値が正規分布に従うと仮定し、線形回帰理論を使って求めた95%の信頼区間を示している。

3.1.5 シミュレーション手順と結果

3.1.5.1 モデルパラメータの評価

シミュレーションの手順を説明する前に、まずこれから述べようとするモデル

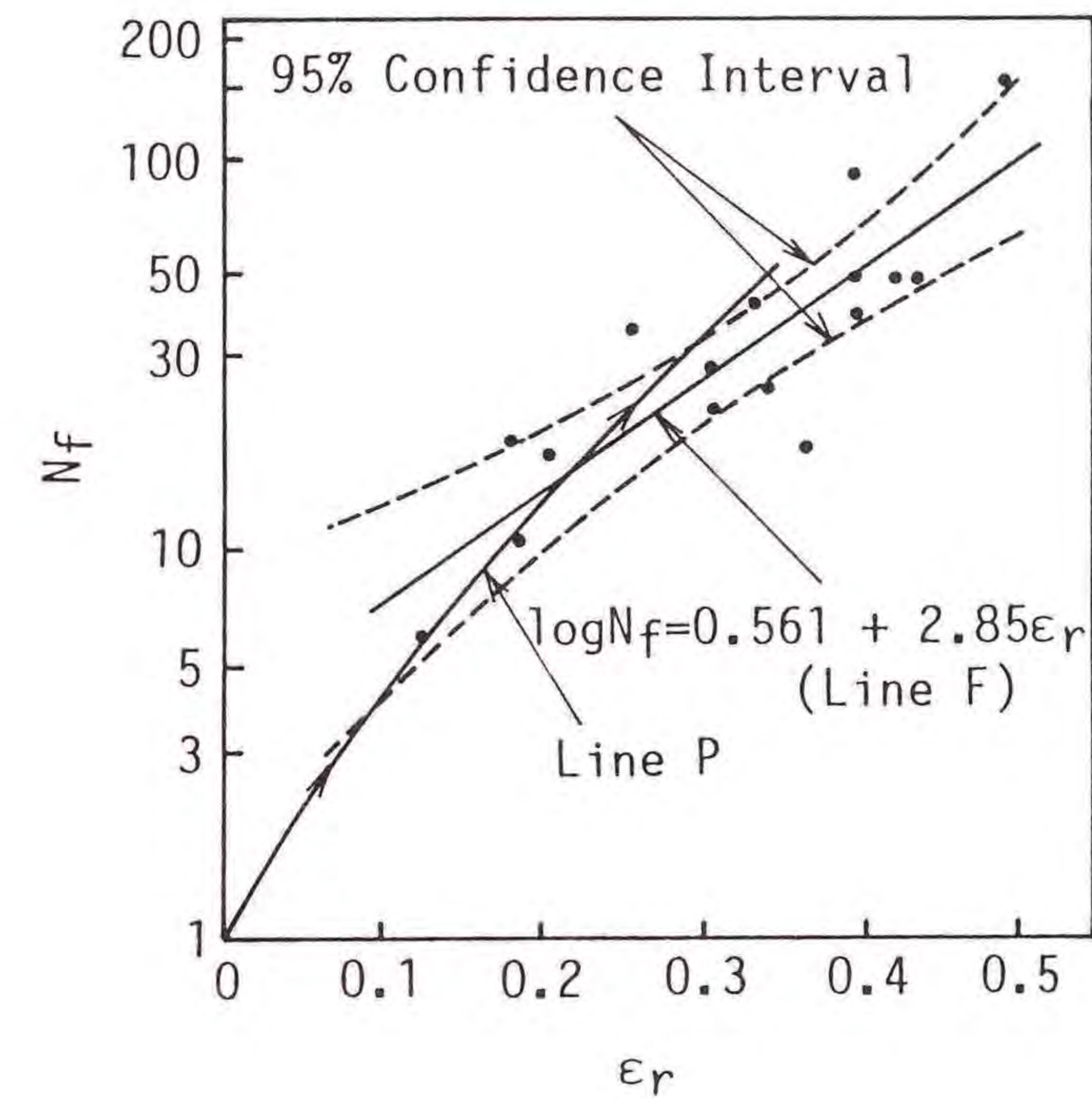


図3.1.4 破壊繰返し数とひずみ比率 ε_r の関係

に含まれるパラメータが、負荷繰返し数の増加とともにどのように変化するのかを確かめておく必要がある。実験結果を使って計算した $1/\alpha_1$ 、 $1/\beta_1$ および ε_r のパラメータの例を、負荷応力レベル80%および85%についてそれぞれ図3.1.5と図3.1.6に示している。同じ試験片の s_1 およびその和である S_1 の変化を図3.1.7と図3.1.8に示している。

次に、 c_1 は負荷繰返し数の増加とともに指数関数的に減少し、負荷応力レベルに対してほぼ一定である定数 b に収束することが解析の結果わかった。 b の値は負荷応力レベルが80%および85%ではそれぞれ0.631および0.594となった。負荷応力レベル90%および75%においては有効な b のデータが少なかったため、コンピュータシミュレーションによって b の値を決定した。

一方、 $1/\beta_1$ と a の値は前に述べたように、試験片の弾性率のばらつきに関する統計的パラメータである。実験データを統計的に解析することにより、これらの2つのパラメータが、図3.1.9に示すようにワイブル分布に従うことがわかった。

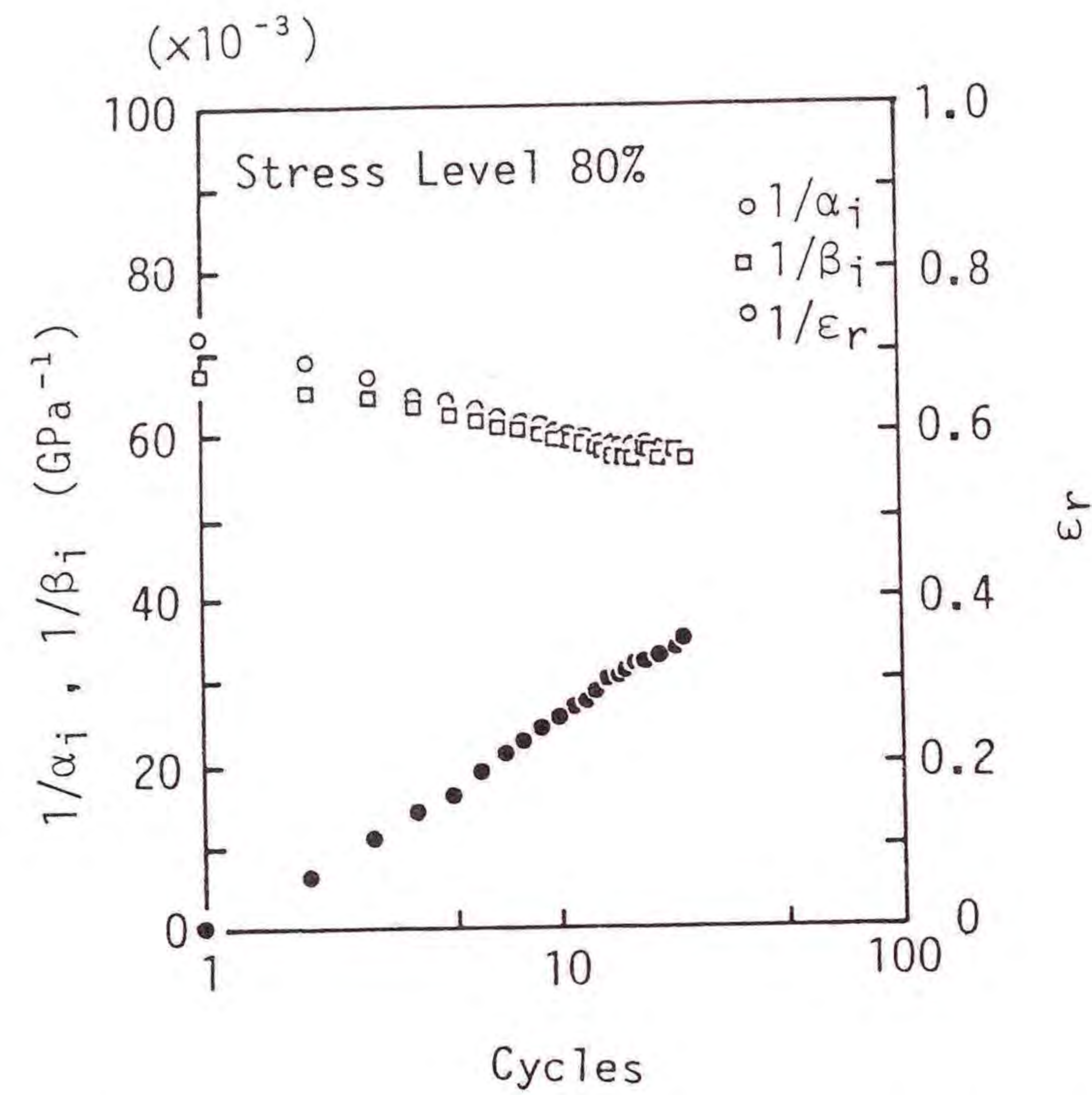


図3.1.5 パラメータ $1/\alpha_i$ 、 $1/\beta_i$ および ϵ_r の負荷繰り返し数に対する変化 (応力レベル 80%)

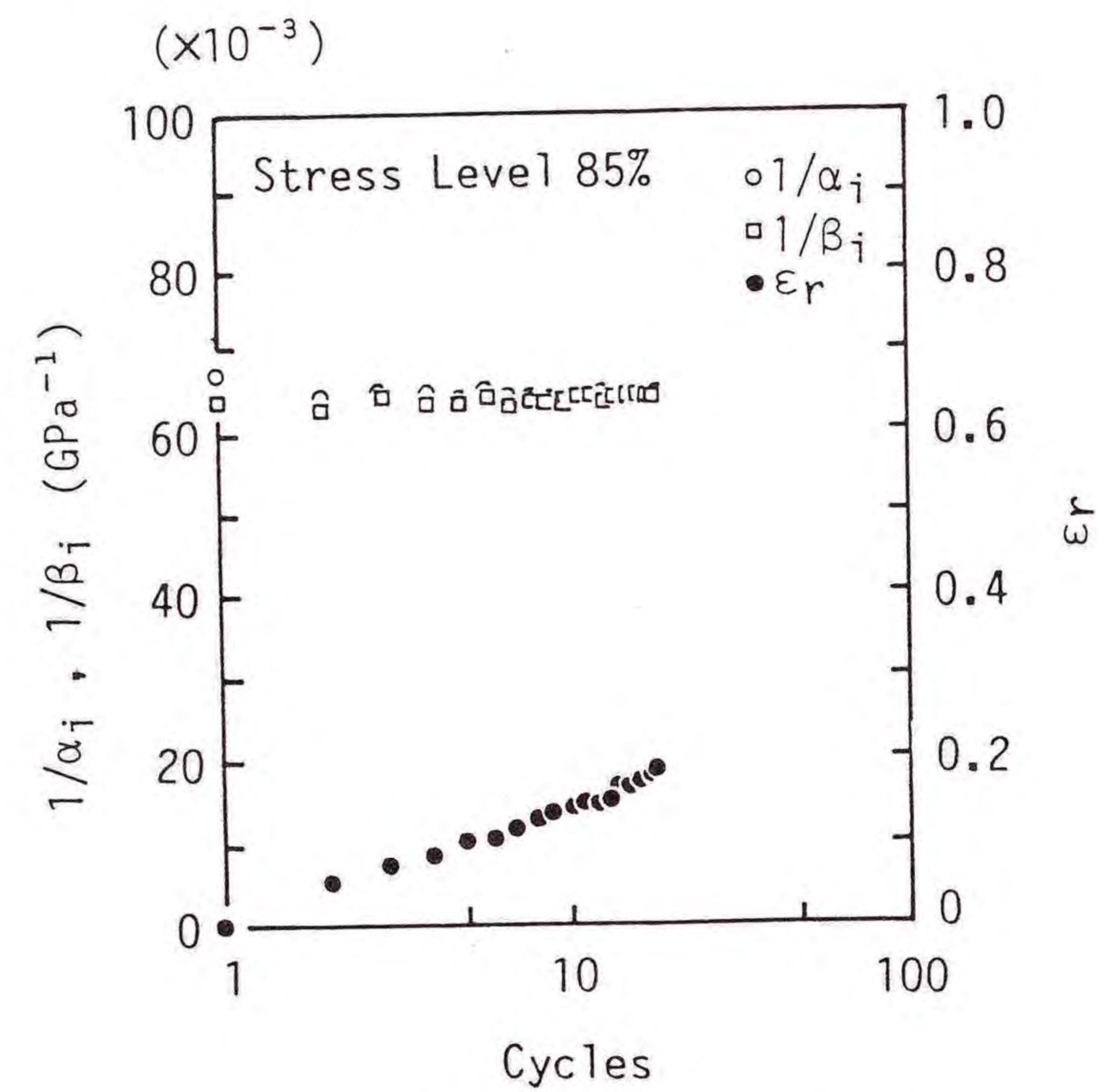


図3.1.6 パラメータ $1/\alpha_i$ 、 $1/\beta_i$ および ϵ_r の負荷繰り返し数に対する変化 (応力レベル 85%)

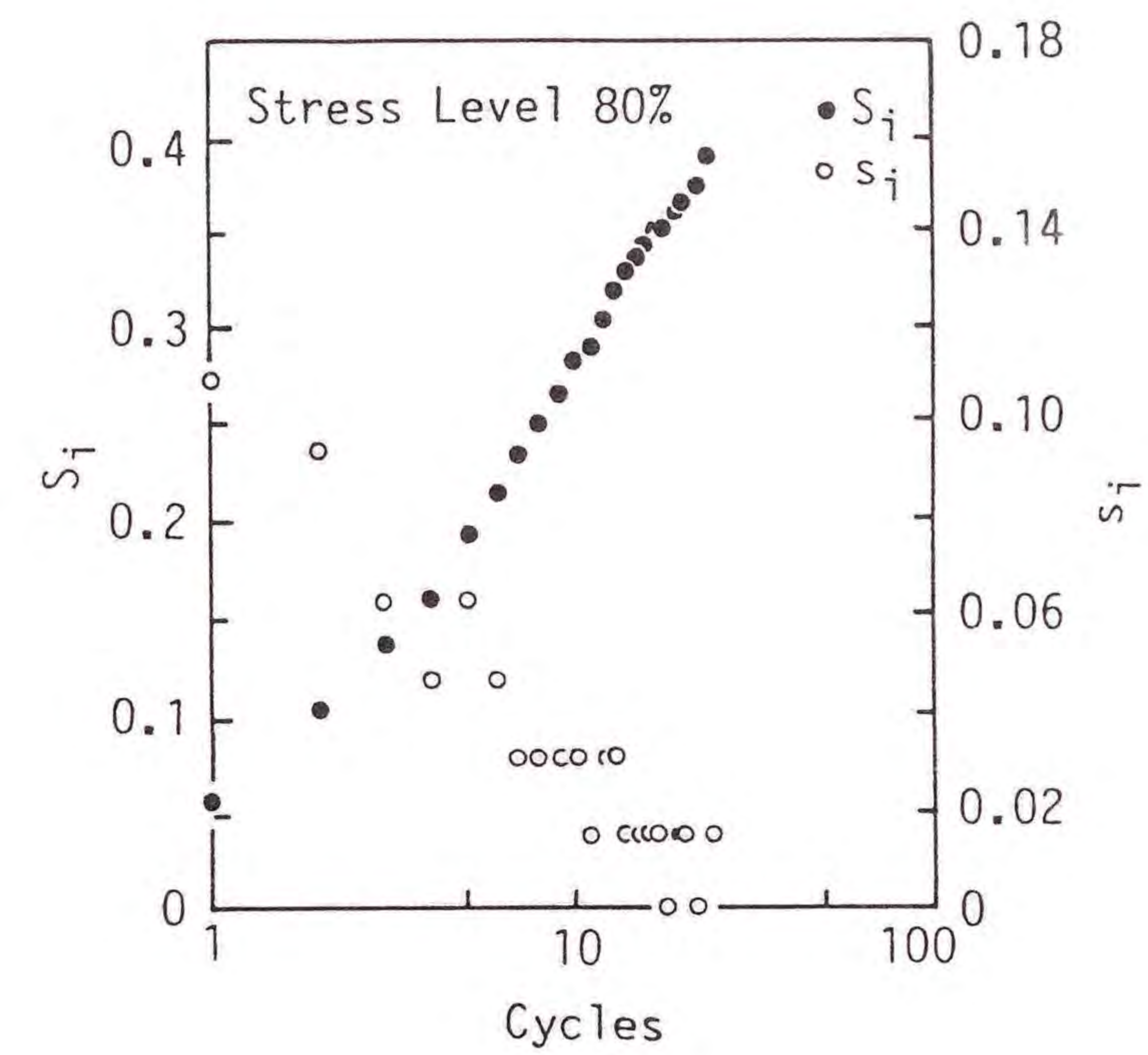


図3.1.7 s_i および S_i の負荷繰り返し数に対する変化 (応力レベル 80%)

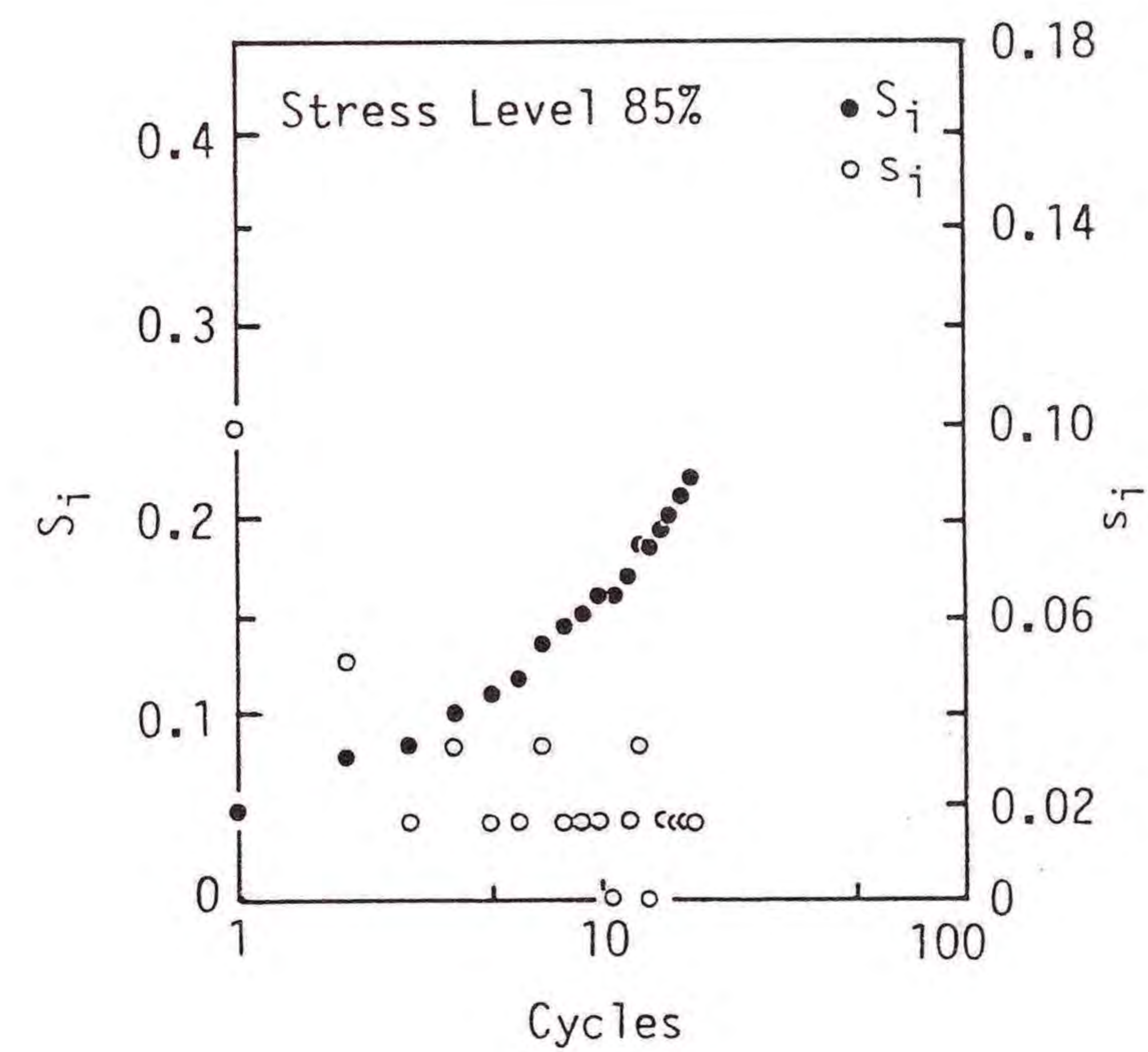


図3.1.8 s_i および S_i の負荷繰り返し数に対する変化 (応力レベル 85%)

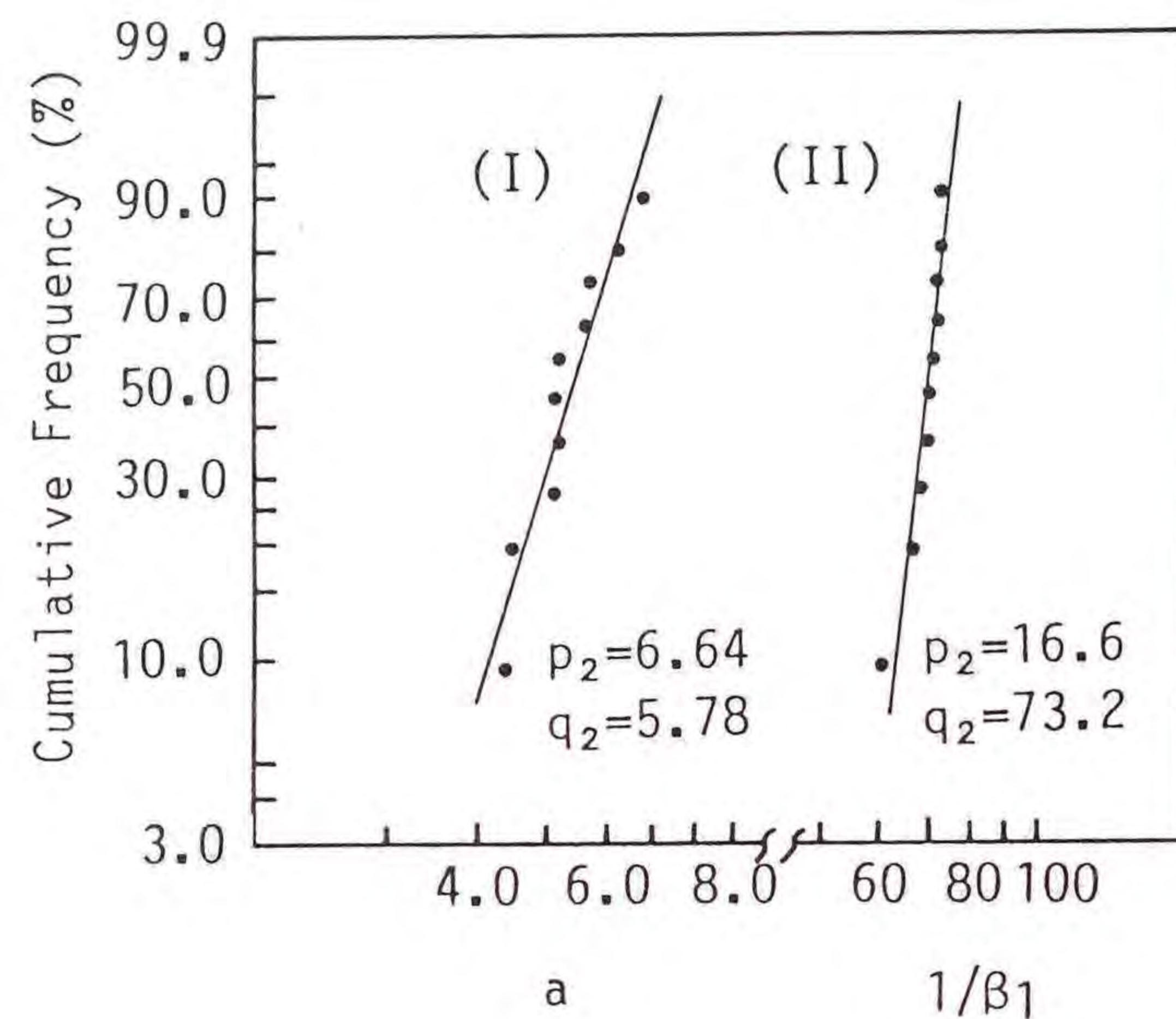


図3.1.9 パラメータ a および $1/\beta_1$ のワイブルプロット

これらの解析結果をもとに、本節のモデルを使ってシミュレーションを行なうに際し、以下の仮定を行なった。

- 1) パラメータ $1/\beta_1$ の変化は小さい。したがって、(3.1.8)₁式で与えられるように $1/\beta_n \doteq 1/\beta_1$ となる。
- 2) c_1 は指数関数的に減少し、ある一定値に収束する。したがって、 n が大きい値の場合 $C_n \doteq C_{n-1}$ と仮定できる。
- 3) パラメータ a と $1/\beta_1$ はワイブル分布に従う。

3.1.5.2 シミュレーション手順

上に述べた仮定のもとに、以下の手順にしたがって低サイクル疲労破壊予測のコンピュータシミュレーションを行なった。

- 1) 2つのパラメータ a と $1/\beta_1$ について、2つのワイブルパラメータ p_2 および q_2 の値が図3.1.9によって与えられるワイブル分布に従うように、パラメータ a と $1/\beta_1$ のランダムな値をコンピュータによって発生させる。
- 2) ϵ_r を(3.1.11)式および(3.1.9)式より、負荷サイクル n の増加に対して計算

する。そして、得られた ϵ_r を図に描いて、図3.1.4に示すP線との比較を行なう。
3) P線がF線あるいは95%の信頼区間と交わる点を見出だす。この交わった点の負荷繰返し数の範囲が、低サイクル疲労破壊を起こす繰返し数の範囲となる。

3.1.5.3 シミュレーション結果

低サイクル疲労寿命を予測するための本節のモデルの正しさを確かめるため、シミュレーションを行なった。表3.1.2に与えられている低サイクル疲労寿命の実験結果の統計的解析の結果得られたP-S-N線図とともに、4つの応力レベルに対するシミュレーション結果を図3.1.10に示す。ここで、 $F(x)$ は破壊確率を示す。コンピュータシミュレーションの結果より得られた低サイクル疲労寿命データの統計的解析の結果を、表3.1.2に括弧の中の数字で示している。シミュレーションに使用したサンプル数は、各負荷応力レベルに対して20である。負荷応力レベル90%および75%におけるパラメータ b の値は試行錯誤を行なって求め、90%および75%でそれぞれ0.5と0.7の値が得られた。

これらの結果を比較すると、低サイクル疲労寿命の予測値はP-S-N線図上に

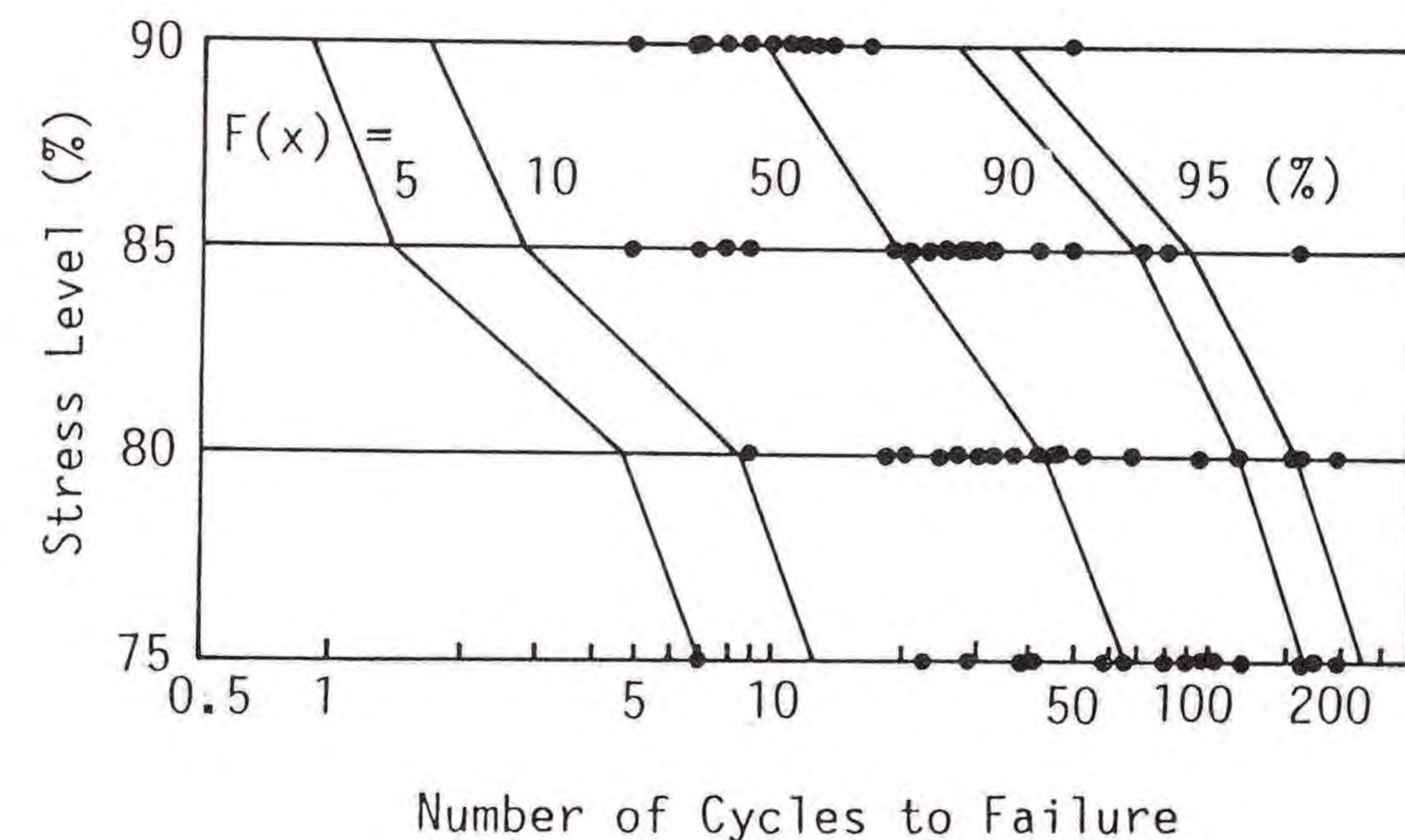


図3.1.10 低サイクル疲労寿命より得られたP-S-N線図と低サイクル疲労破壊シミュレーション結果

比較的良好に分布している。表3.1.2について同様な比較を行なうと、低サイクル疲労寿命のばらつきが大変大きく、平均値と変動係数は負荷応力レベル90%において変動係数が異なっているのを除くと、予測値と実験値は比較的良好に一致していることがわかる。この90%の負荷応力レベルにおける予測値と実験値の相違の原因は、90%の負荷応力レベルの低サイクル疲労試験において、静的引張試験と同様に第1サイクルの途中で破壊する試験片が多く、他の負荷応力レベルにおける試験の場合より実験データが少なかったためであると考えられる。

3.1.6 結言

本節においては、定荷重片振モードの低サイクル疲労負荷におけるガラスマトFRPの疲労挙動を記述することのできる単純なモデルを提案した。モデルにおいては、低サイクル疲労負荷サイクルにおける試験片の挙動を表すため、負荷時のセカント弾性率および除荷時の回復弾性率を考えた。さらに、試験片の弾性率のばらつきを説明するため2つの統計パラメータをモデルに組み込み、実験結果をワイブル分布に基づいて統計的解析を行ないパラメータを求めた。

モデルの正しさを確かめるため、試験片のひずみ応答の実験結果に基づく破壊基準によって低サイクル疲労破壊を予測するために、コンピュータシミュレーションを行なった。統計的解析の結果、低サイクル疲労寿命のばらつきと同様、P-S-N線図においてモデル予測値と実験結果の間により一致が得られた。

3.2 AE測定結果に基づく疲労破壊シミュレーション

3.2.1 緒言

第2章2.2節において、低サイクル疲労の比較的初期の段階に観察される安定したAEリングダウンカウントと破壊繰返し数の間には一定の関係があることがわかった。したがって、このAEリングダウンカウントと破壊繰返し数の関係を疲労破壊基準とし、疲労負荷中のAEリングダウンカウントをモニタリングすることにより、疲労の比較的初期の段階において破壊繰返し数の予測が可能となる。また、このAEリングダウンカウントと破壊繰返し数の関係を使って、低サイクル疲労破壊シミュレーションを行なうことが可能ではないかと考えられる。

そこで、本節においては、まず静的破壊過程におけるAEリングダウンカウントとひずみの関係を使って、低サイクル疲労におけるAEリングダウンカウント発生シミュレーションを行なう。そして、得られたシミュレーション結果より、AEリングダウンカウントと破壊繰返し数の関係を使って疲労破壊シミュレーションを行なうこととする。

3.2.2 実験方法

図3.2.1に試験片の形状と寸法を示し、図3.2.2に試験装置ならびに計測システムの概略を示す。AE信号の取込方法ならびに低サイクル疲労試験方法は第2章

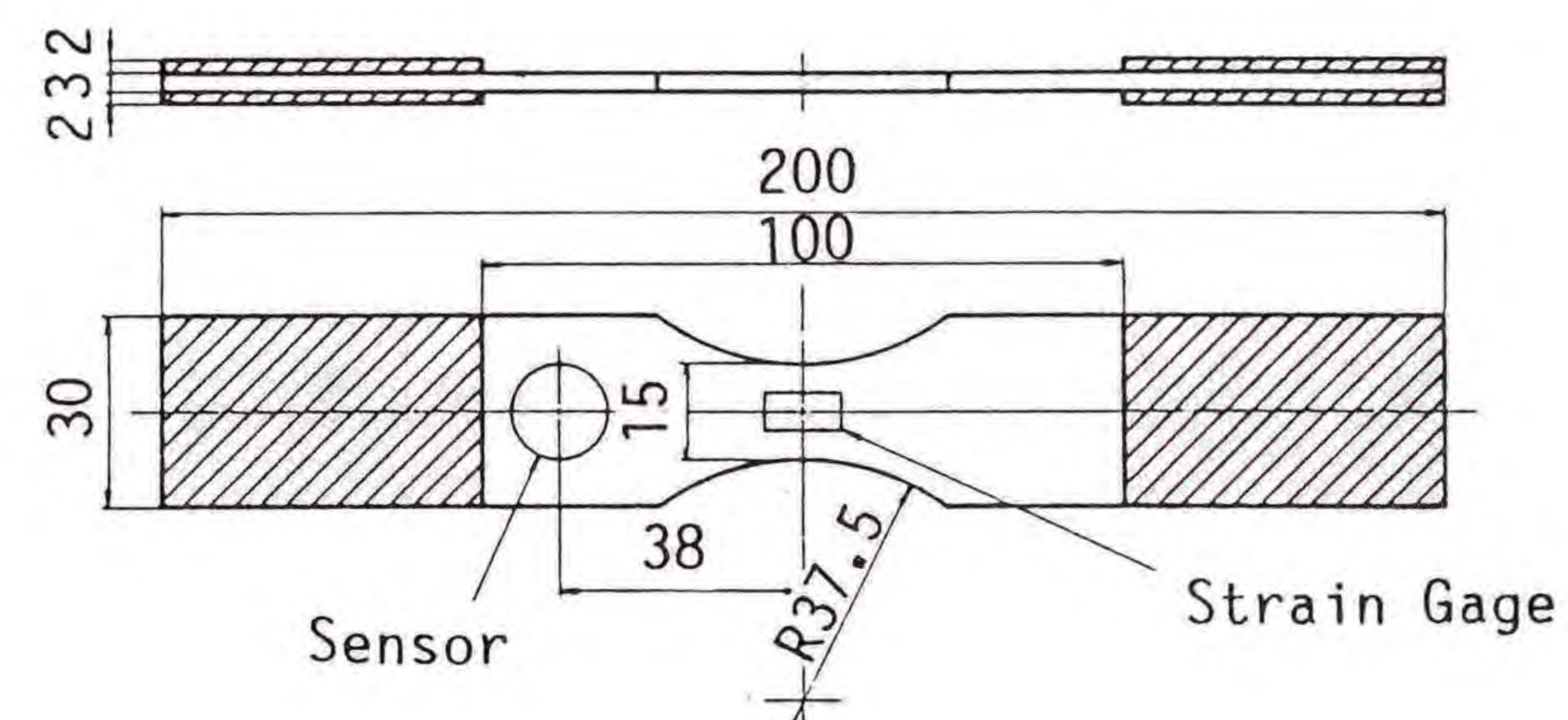


図3.2.1 試験片

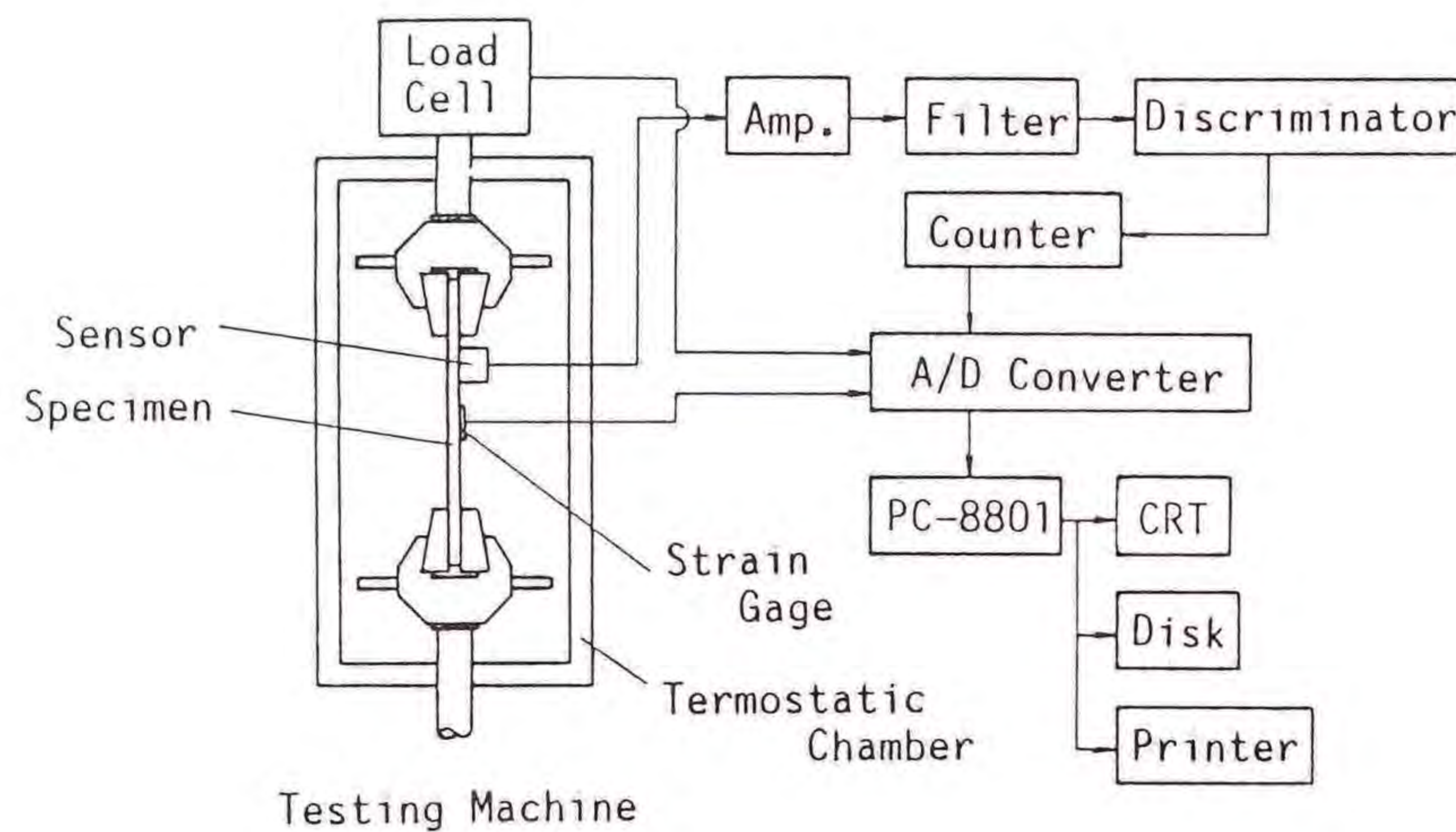


図3.2.2 試験装置および測定システム

で報告した方法と同じであり、試験片の形状と寸法も同じであるが、今回はAE信号と荷重データに加えて、試験片のひずみデータについても測定を行なった。第2章における試験片および測定システムに比べ、図3.2.1にはひずみゲージの取り付け位置を示しており、図3.2.2においてはひずみ測定システムを追加して示している。なお、静的試験はインストロン型試験機を用い、応力速度10MPa/sで行なった。

3.2.3 実験結果

3.2.3.1 静的変形破壊におけるひずみとAEの関係

静的変形破壊におけるひずみと累積AEリングダウンカウントの関係を図3.2.3に示す。横軸には最大ひずみで標準化したひずみを、縦軸には破壊までに発生した全AEリングダウンカウントで標準化した累積AEリングダウンカウントをとっている。図からわかるように、この曲線は指数関数で近似することができ、次式のように表せる。

$$\frac{A}{A_{\max}} = \exp \left\{ \kappa \left(\frac{e}{e_{\max}} - 1 \right) \right\} \quad (3.2.1)$$

ここで、 A_{\max} は破壊までの全AEリングダウンカウント、 e_{\max} は最大ひずみ、

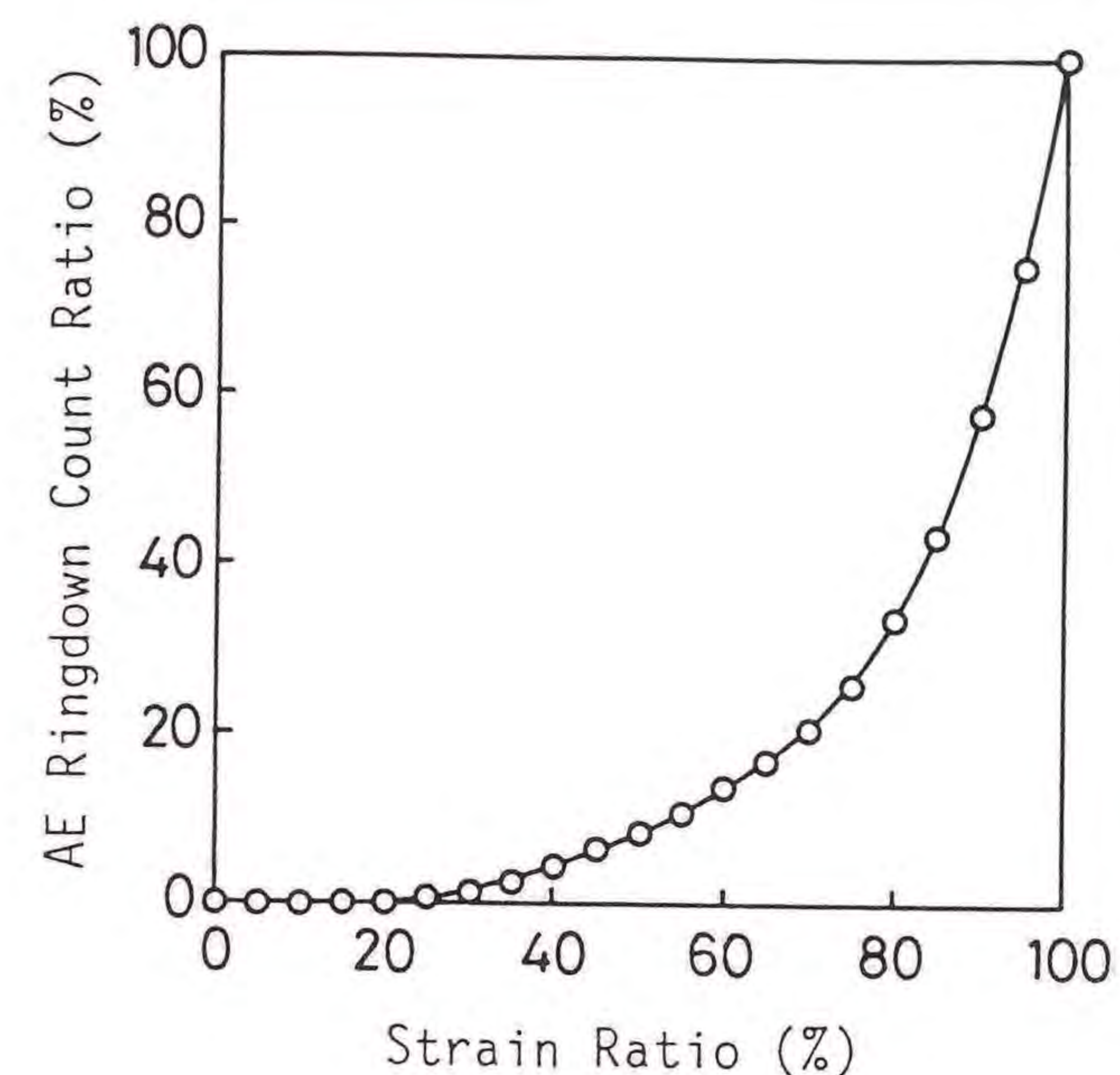


図3.2.3 静的負荷におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係

κ は定数であり本実験では約5.3であった。

3.2.3.2 低サイクル疲労におけるAEリングダウンカウントと破壊繰り返し数の関係

繰り返しサイクルに対する典型的なAEリングダウンカウントの変化を図3.2.4に示す。第2章で述べたように、各サイクルのAEリングダウンカウントの変化は、図に示しているI、II、IIIの3種類の特徴的な発生パターンの領域を持っている。また、領域IIの初期AEリングダウンカウントの平均値 A' と破壊繰り返し数 N_f の間には、両対数グラフ上ではほぼ1本の直線上にあるような関係が存在することを示したが、本実験においては図3.2.5に示す関係を得た。関係式で表すと次のようになる。

$$A' \times N_f^{\xi} = C_0 \quad (2.2.1再)$$

ここで、 C_0 と ξ は定数であり、 $C_0=1.61 \times 10^5$ 、 $\xi=0.976$ である。したがって、領域IIのAEカウント A' がわかれば、上式より破壊繰り返し数を求めることができる。

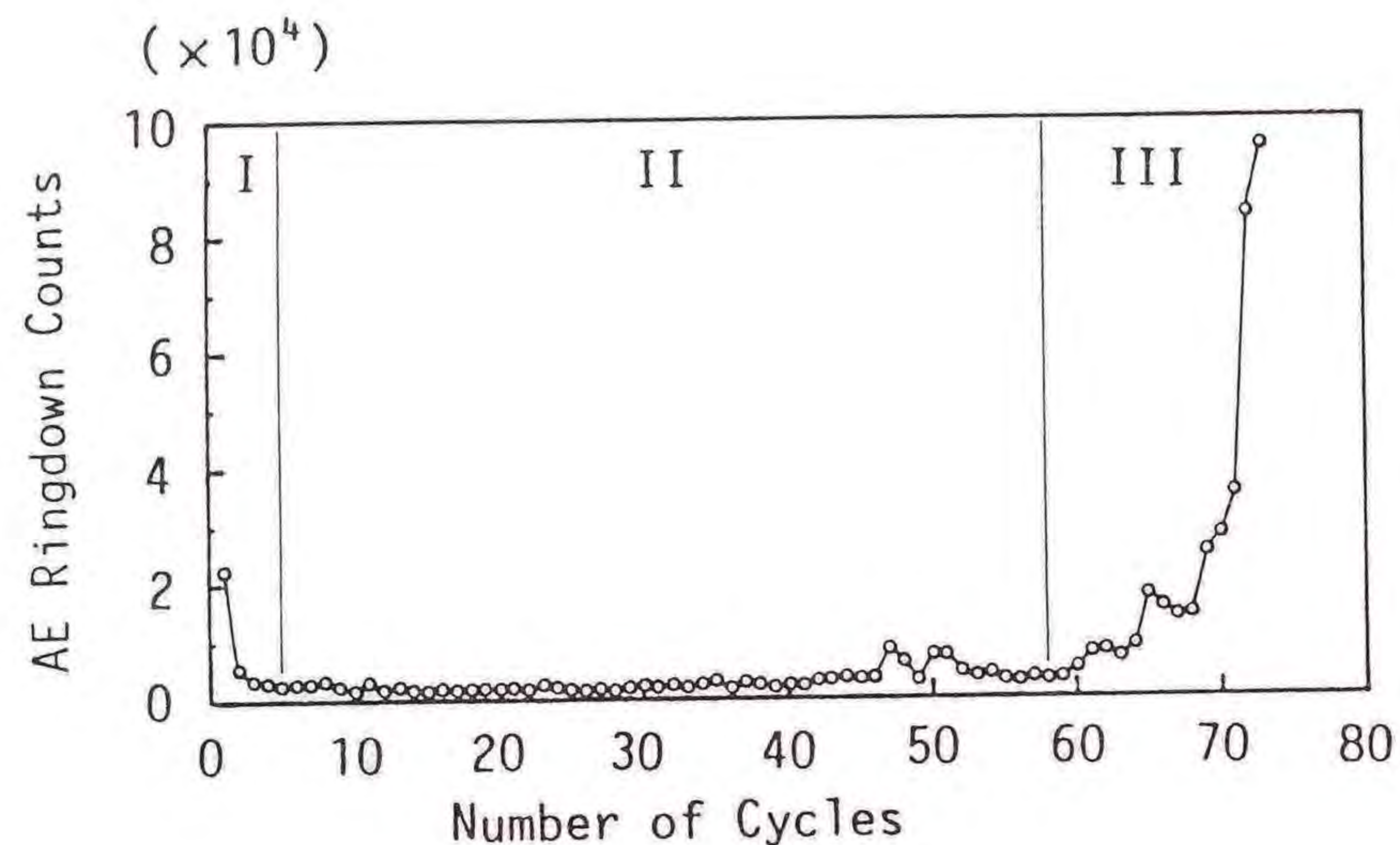


図3.2.4 低サイクル疲労負荷サイクルにおけるAEリングダウンカウントの変化

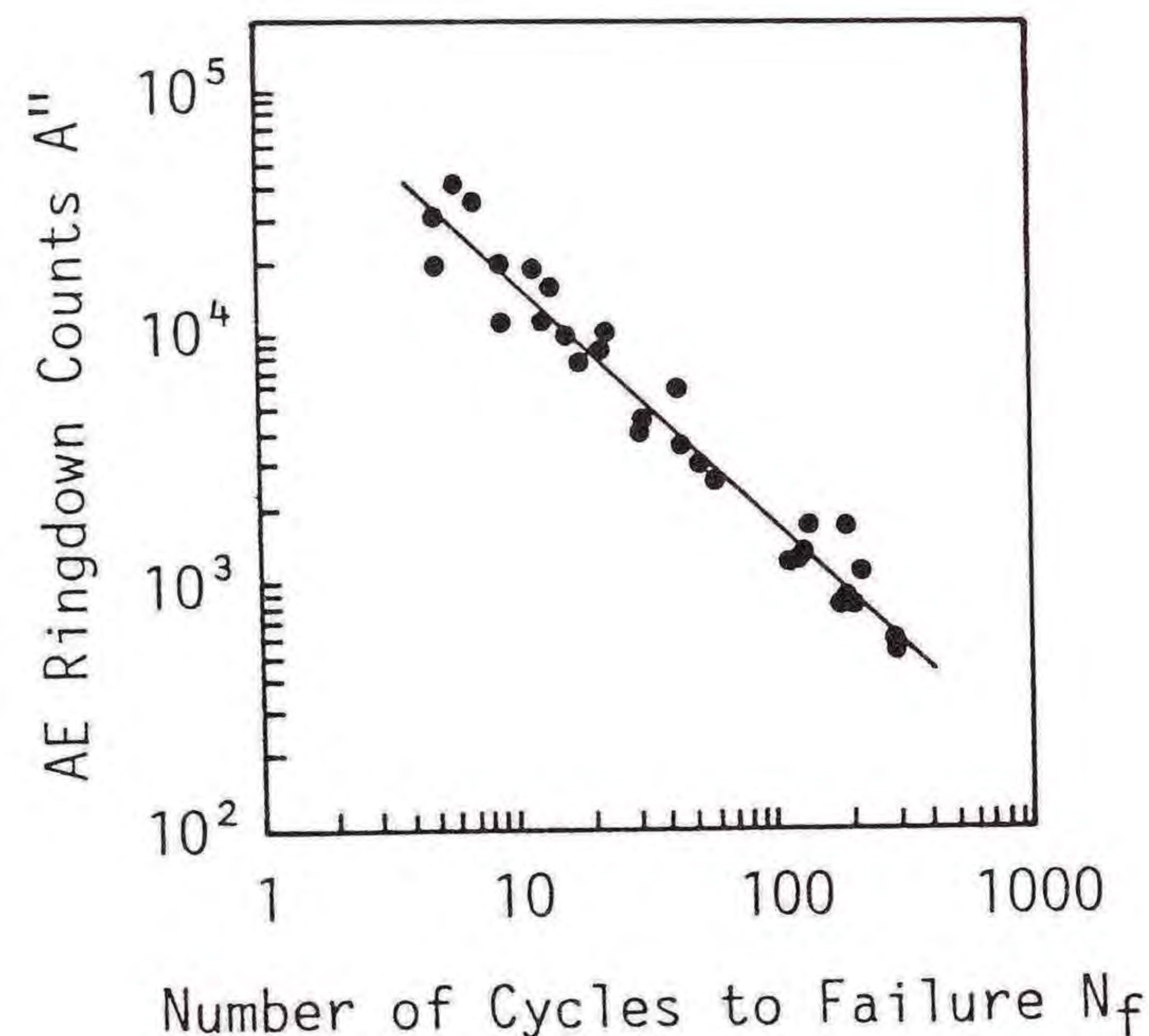


図3.2.5 領域IIの初期AEリングダウンカウントの平均値A''と破壊繰返し数N_fの関係

3.2.4 低サイクル疲労破壊シミュレーション

3.2.4.1 低サイクル疲労におけるひずみ変化よりAE応答を算出する方法

低サイクル疲労負荷を受ける場合のAEの発生を次のように仮定する。図3.2.6に示すように、AEは第*i*サイクルにおいては第*i*-1サイクルにおいて受けたひずみ e_{i-1} を越えるまでは発生せず、 e_{i-1} を越えて初めて発生すると考える。その発生量 ΔA_i は、図3.2.7に示すように静的変形破壊におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係において、全ひずみ e_{i-1} と e_i に対応するAEリングダウンカウント A_{i-1} と A_i の差に等しいとする。つまり、第*i*サイクルにおける疲労による損傷はひずみの増加 Δe_i となって現われ、そしてそれに相当する量のAEが発生していると考えられる。この時、 ΔA_i は式(3.2.1)を用いて次式により求まる。

$$\begin{aligned} \Delta A_i &= A_i - A_{i-1} \\ &= A_{\max} \left[\exp \left\{ \kappa \left(\frac{e_i}{e_{\max}} - 1 \right) \right\} - \exp \left\{ \kappa \left(\frac{e_{i-1}}{e_{\max}} - 1 \right) \right\} \right] \end{aligned} \quad (3.2.2)$$

さて、実測したひずみ変化をもとにして、上に述べた方法により求めたAEリングダウンカウントとその実測値の例を図3.2.8に示す。ひずみより推定したA

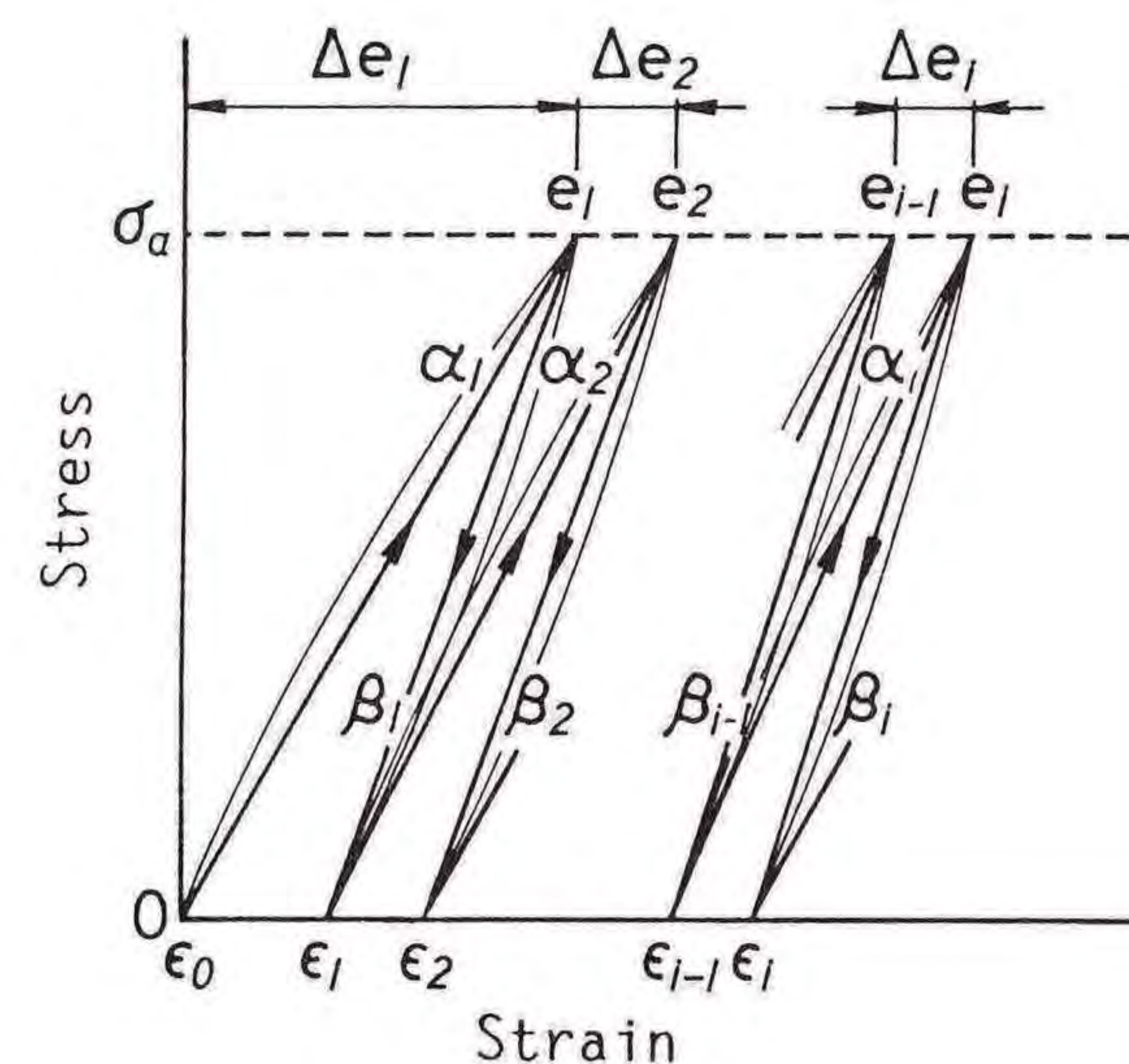


図3.2.6 低サイクル疲労における応力-ひずみのモデル図

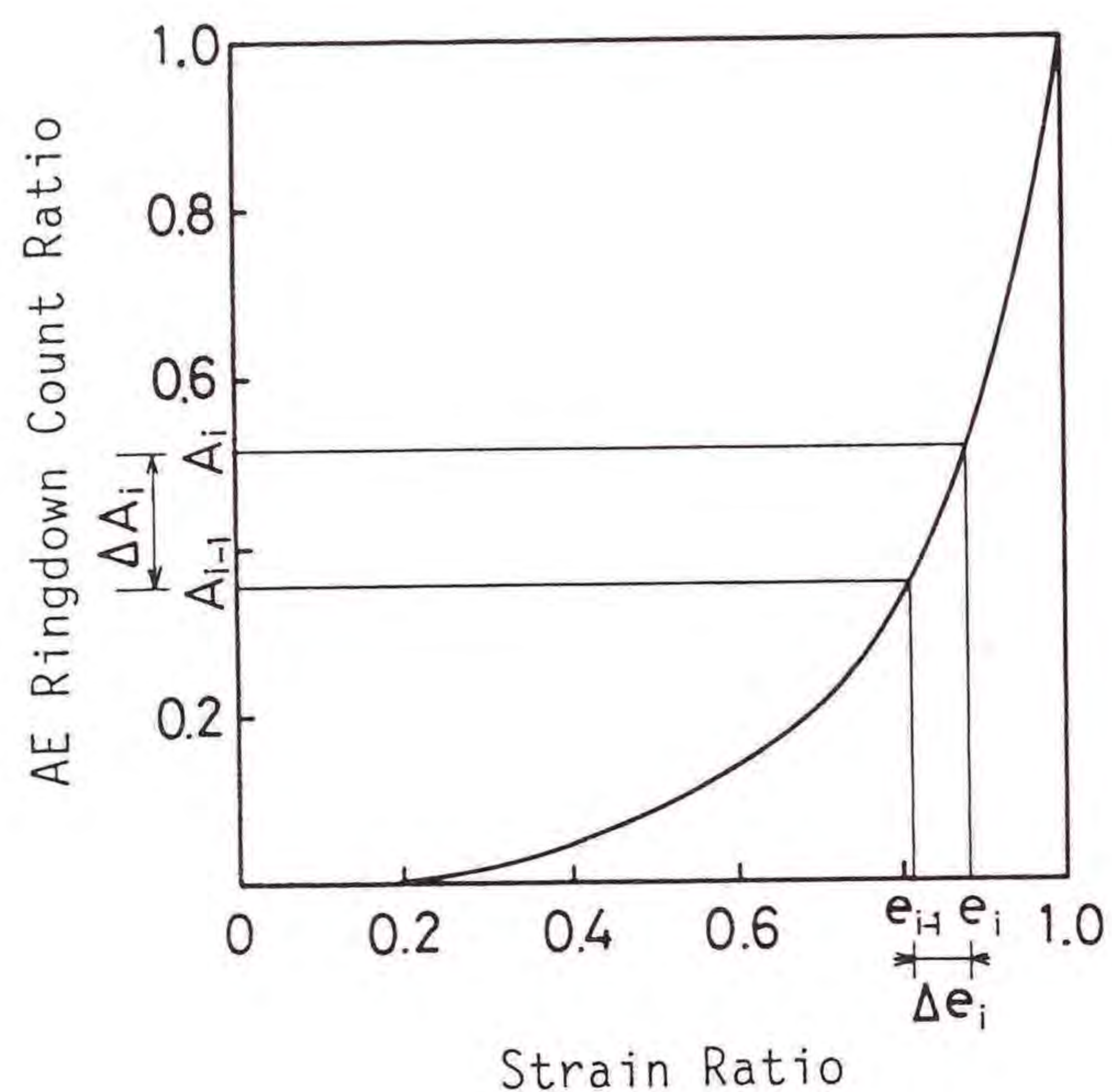


図3.2.7 低サイクル疲労負荷におけるひずみよりAEリングダウンカウントを求めるための静的負荷におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係

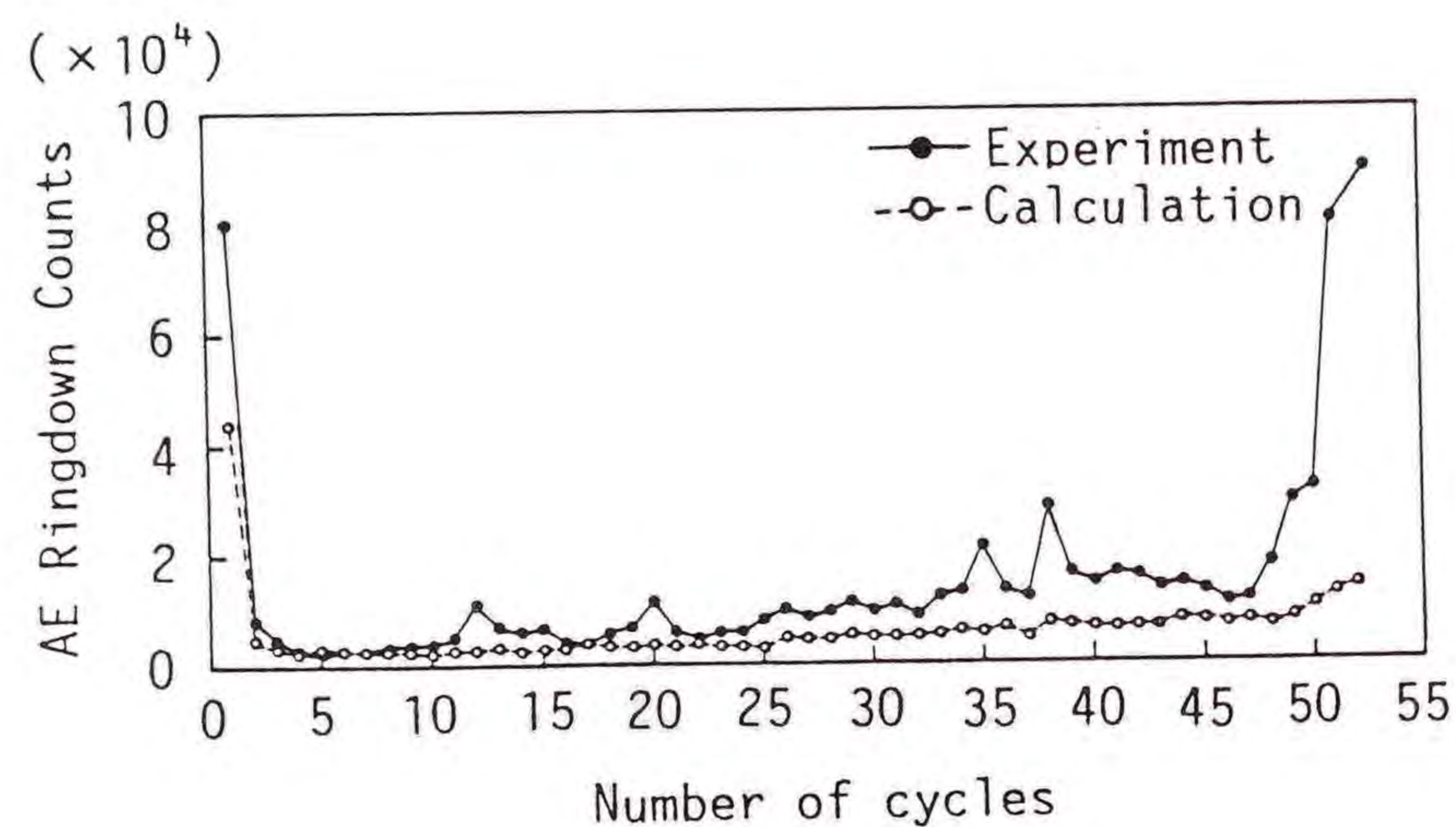


図3.2.8 低サイクル疲労負荷におけるひずみより求めたAEリングダウンカウントおよび実測値の負荷サイクルに対する変化

Eリングダウンカウントの値は、領域Ⅱの初期サイクルではよく一致しているが、全体的に実測値より小さな値を示している。この原因は、ひずみより推定したAEリングダウンカウントの値が静的負荷状態におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係より求めた値であるため、疲労負荷状態で発生する全てのAEリングダウンカウントを含んでいないためであると考えられる。しかし、全体的なAEリングダウンカウント発生の様子をよく表しており、特に疲労寿命と関係のある領域Ⅱの初期AEリングダウンカウントがよく一致していることは、疲労破壊シミュレーションを行なうに必要な条件を満たしていると言える。ただし、破壊直前のAEリングダウンカウントの大きさについては一致していない。このように、破壊直前を除けば、ここで述べたひずみによるAEのシミュレーションは疲労損傷の進行をよく示しており、低サイクル疲労破壊シミュレーションを行なうことができると考えられる。

3.2.4.2 低サイクル疲労におけるひずみ応答のモデル化

各サイクルにおけるひずみがわかれば、AEリングダウンカウントが推定可能であることがわかった。したがって、各サイクルにおけるひずみをシミュレートすることにより、AEシミュレーションが可能となる。ここで、図3.2.6における第*i*サイクルの塑性ひずみ ϵ_i 、全ひずみ e_i 、セカント弾性率 α_i 、回復弾性率 β_i について考える。幾何学的関係より、 ϵ_i 、 e_i 、 α_i および β_i の間には前節3.1.2に示したように、次に示す関係が成り立つ。

$$\epsilon_i = \epsilon_{i-1} + \left(\frac{1}{\alpha_i} - \frac{1}{\beta_i} \right) \sigma_a \quad (3.1.1再)$$

$$e_i = \epsilon_i + \frac{1}{\beta_i} \sigma_a \quad (3.1.2再)$$

ここで、 σ_a は負荷応力振幅である。また、第*i*サイクルにおける全ひずみ変化 Δe_i は、

$$\Delta e_i = \left(\frac{1}{\alpha_i} - \frac{1}{\beta_{i-1}} \right) \sigma_a \quad (3.2.3)$$

で表される。

セカント弾性率 α_i と回復弾性率 β_i の実測値を図3.2.9に示す。図からわかるように、最初指数曲線に沿って減少し、その後ほぼ直線となっているので、次式によって α_i 、 β_i を近似することができる。

$$\alpha_i = -a_\alpha i + b_\alpha + c_\alpha \exp\{\gamma_\alpha (i-1)\} \quad (3.2.4)$$

($i=2, 3, 4, \dots$)

$$\beta_i = -a_\beta i + b_\beta + c_\beta \exp\{-\gamma_\beta (i-1)\} \quad (3.2.5)$$

($i=1, 2, 3, \dots$)

ただし、 a_α 、 a_β は直線部の傾き、 b_α 、 b_β はその切片の値、 c_α 、 c_β は指数部の大きさ、 γ_α 、 γ_β はその変化率を表している。したがって、これらのパラメータの値がわかれば、 α_i と β_i を求めることができる。そこで、式中の各パラメータの値を決定するために試験データを用いて各パラメータ間の関係を調べた結果、次のようなことがわかった。

まず、パラメータ a_α は負荷応力振幅 σ_a との間に図3.2.10に示すような関係が得られるので、最小二乗法により次式のように近似する。

$$\log a_\alpha = 0.0619 \sigma_a - 12.95 \quad (3.2.6)$$

次に、図3.2.11に第1サイクルのセカント弾性率 α_1 と回復弾性率 β_1 の関係を示

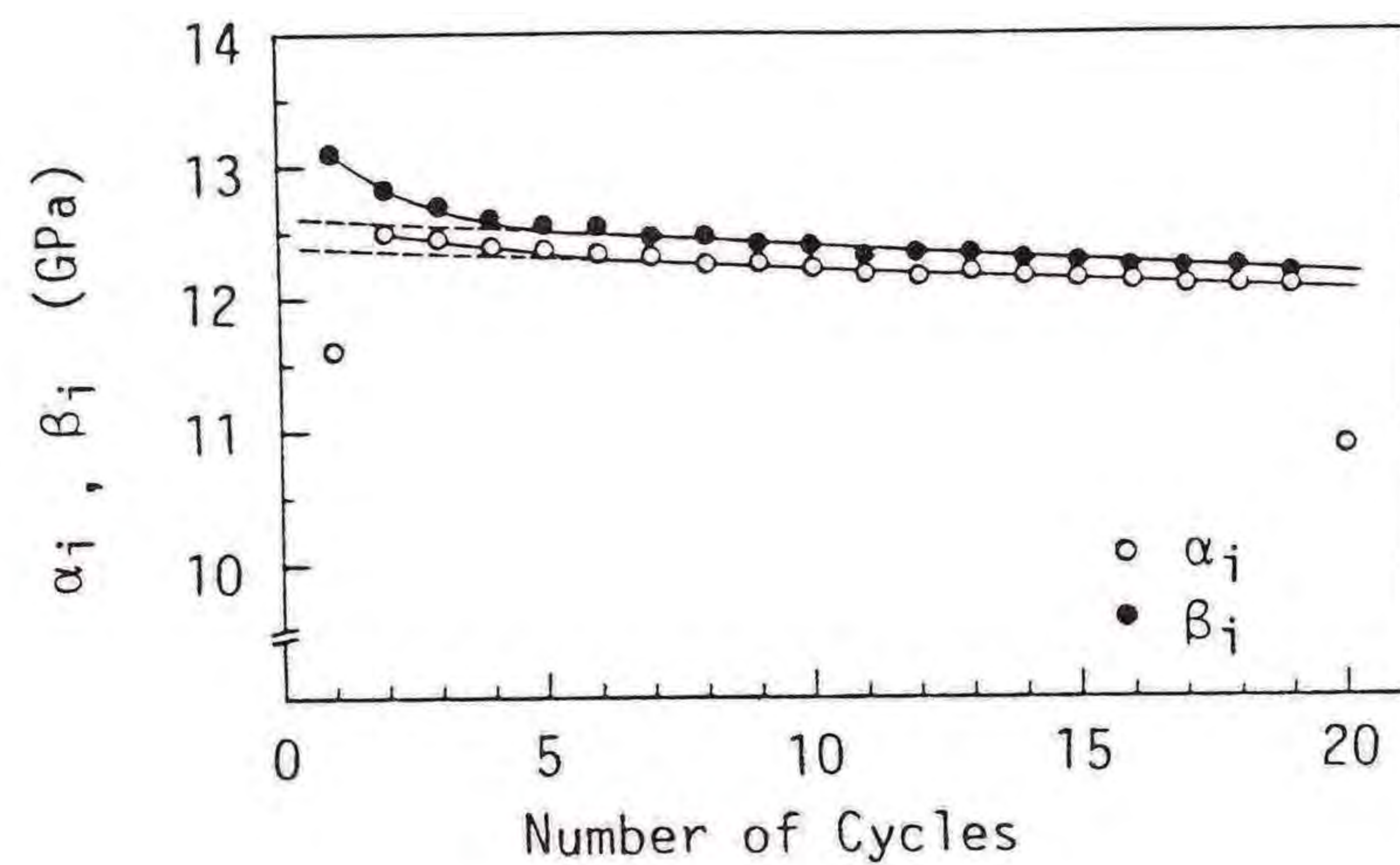


図3.2.9 低サイクル疲労負荷における α_i と β_i の変化

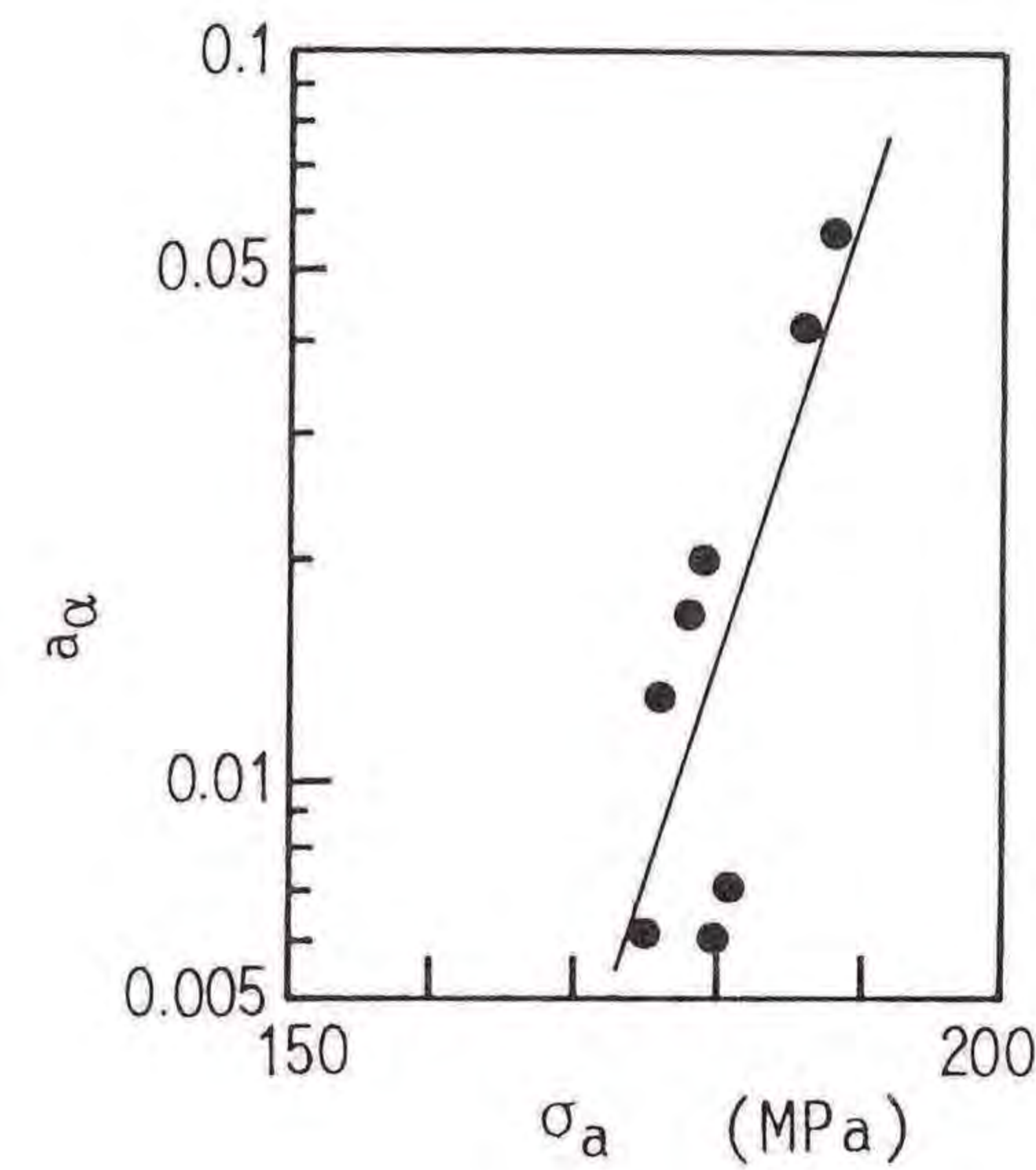


図3.2.10 σ_a と a_α の関係

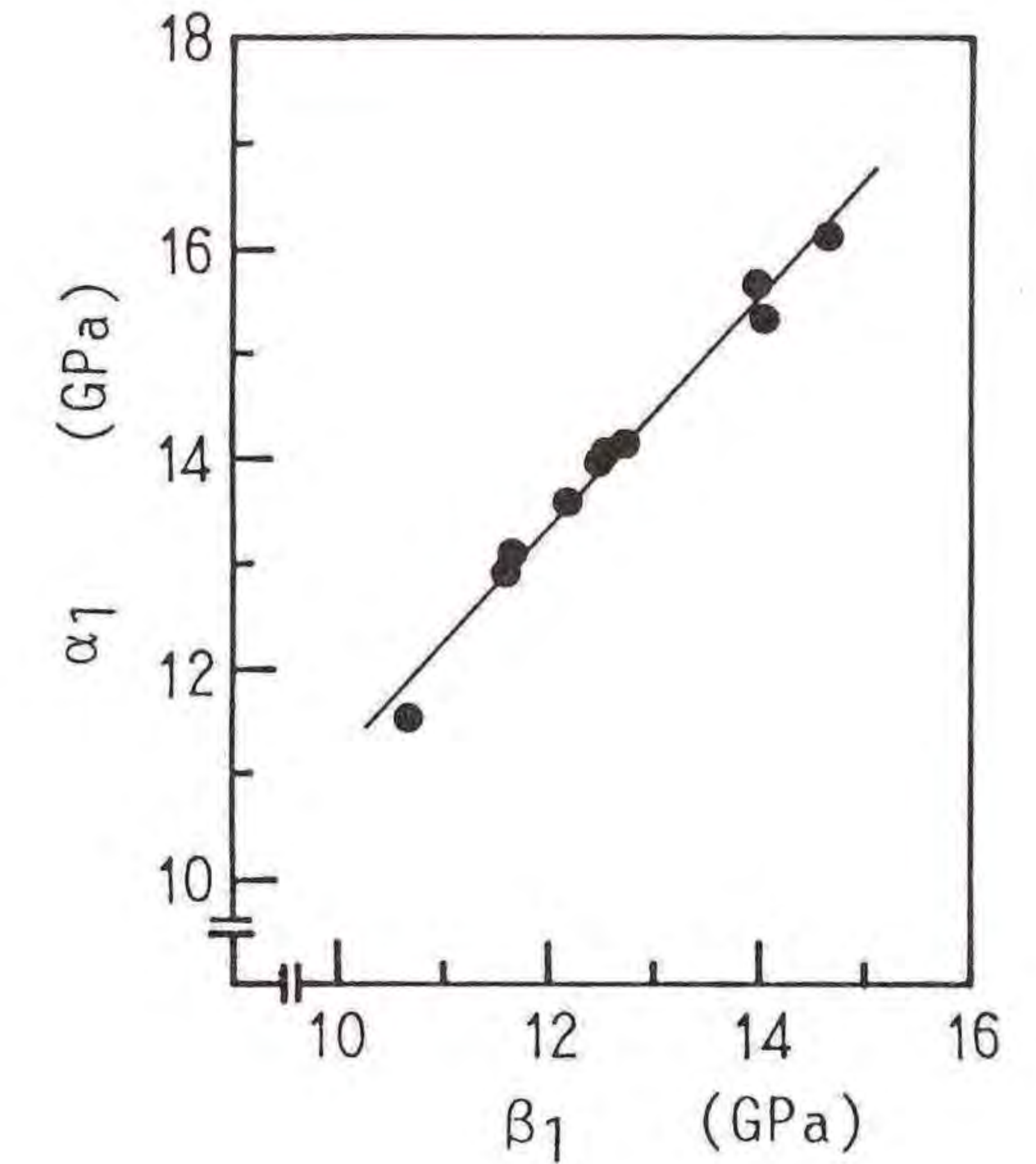


図3.2.11 α_1 と β_1 の関係

す。図からわかるように、 α_1 と β_1 の間にはほぼ直線で近似できるような関係が存在している。図3.2.12には α_1 と b_α 、図3.2.13には a_α と a_β 、図3.2.14には b_α と b_β の関係をそれぞれ示している。以上は、セカント弾性率 α_i と回復弾性率 β_i の近似式における直線部分を表す項の係数間の関係であり、式で表すと以下のようなになる。

$$\beta_1 = 1.110 \alpha_1 + 0.035 \quad (3.2.7)$$

$$b_\alpha = 0.963 \alpha_1 + 1.175 \quad (3.2.8)$$

$$a_\beta = 1.117 a_\alpha \quad (3.2.9)$$

$$b_\beta = 0.995 b_\alpha + 0.240 \quad (3.2.10)$$

次に、指数曲線に従う部分を表す項の係数間の関係について調べる。図3.2.15には c_α と γ_α の関係を、図3.2.16には c_β と γ_β の関係、図3.2.17には c_α と c_β の関係を示している。いずれの図においても、各点はほぼ一本の直線上にあると考えてよい。各パラメータ間の関係を式で表すと以下のようなになる。

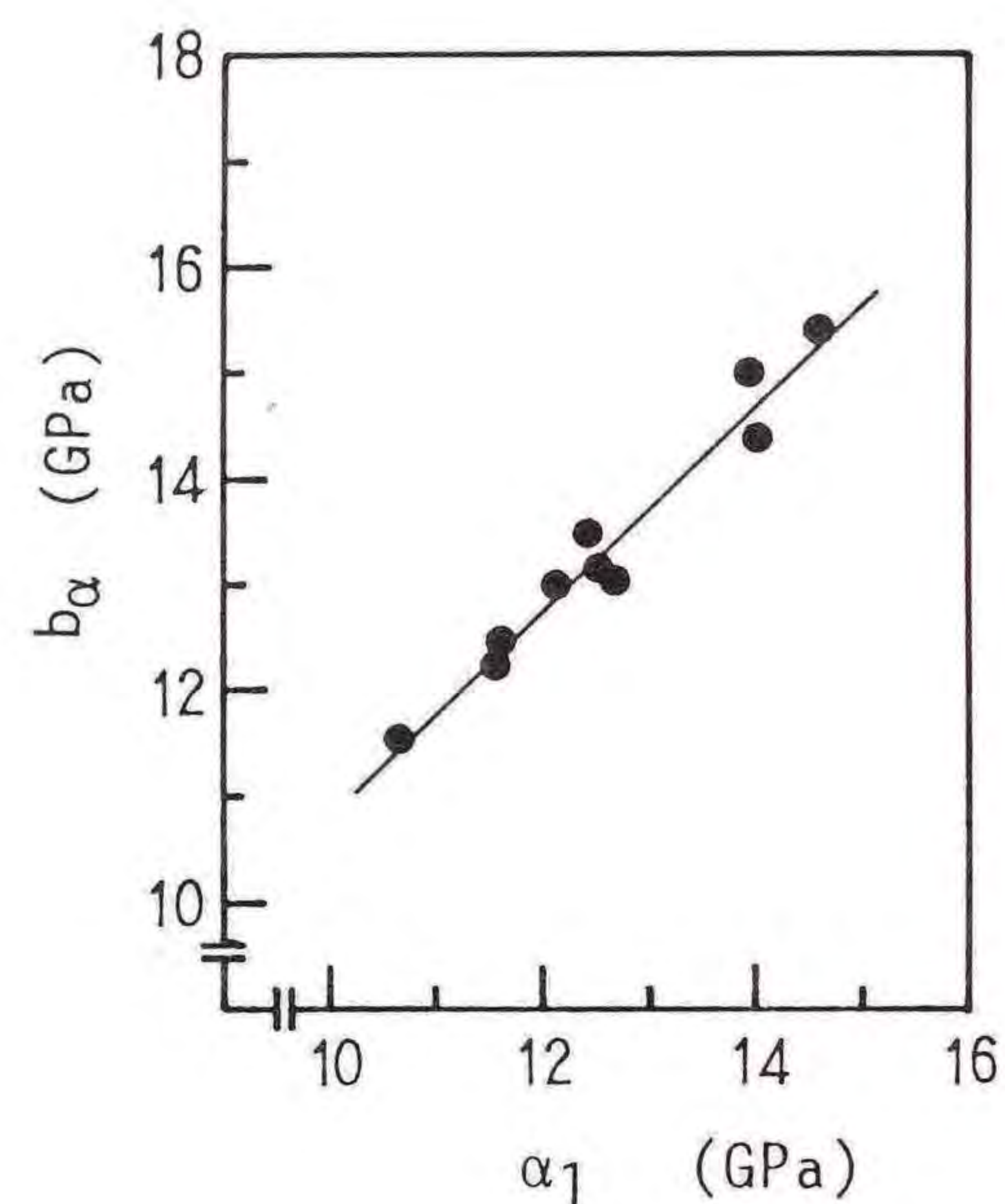


図3.2.12 α_1 と b_α の関係

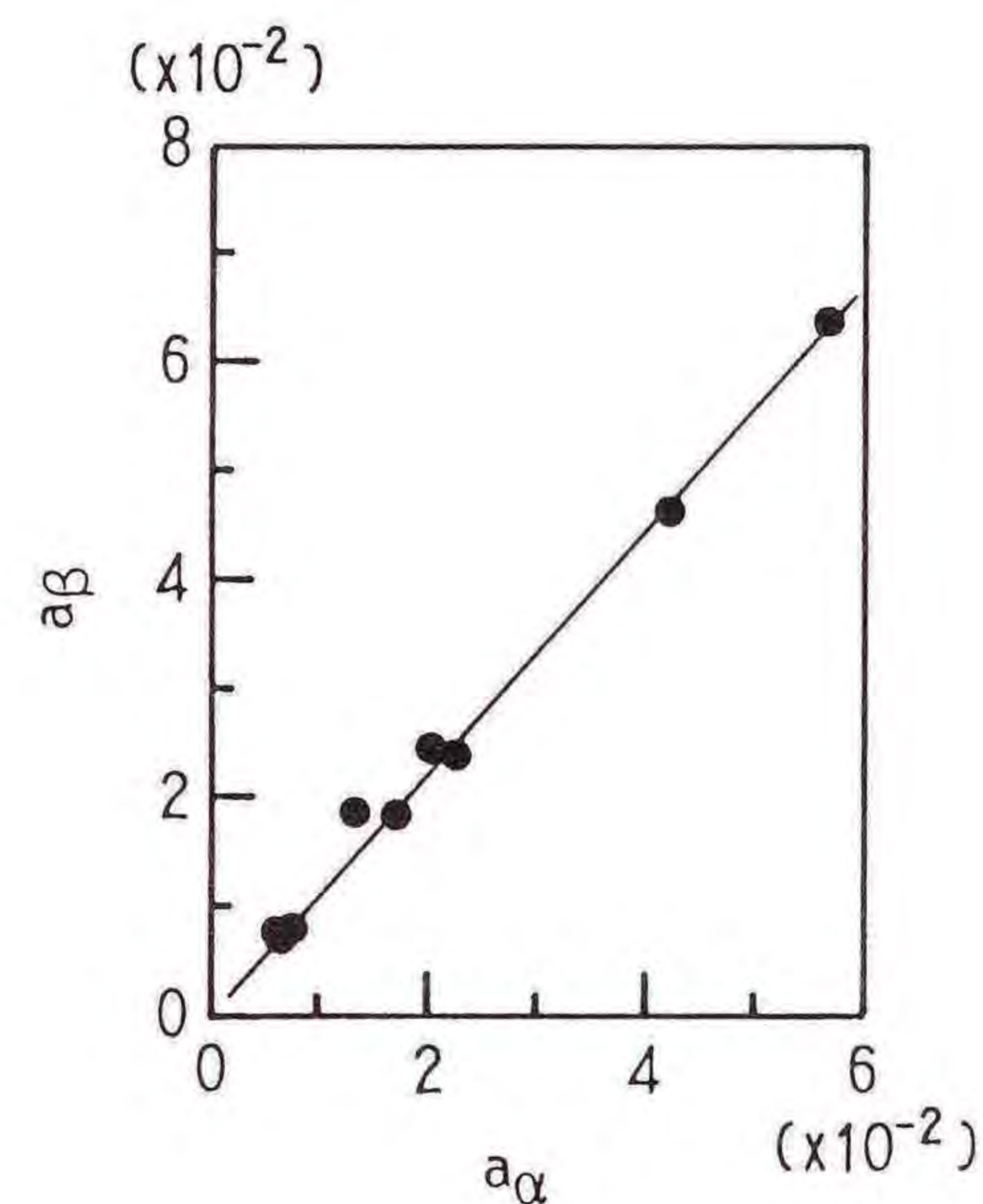


図3.2.13 a_α と a_β の関係

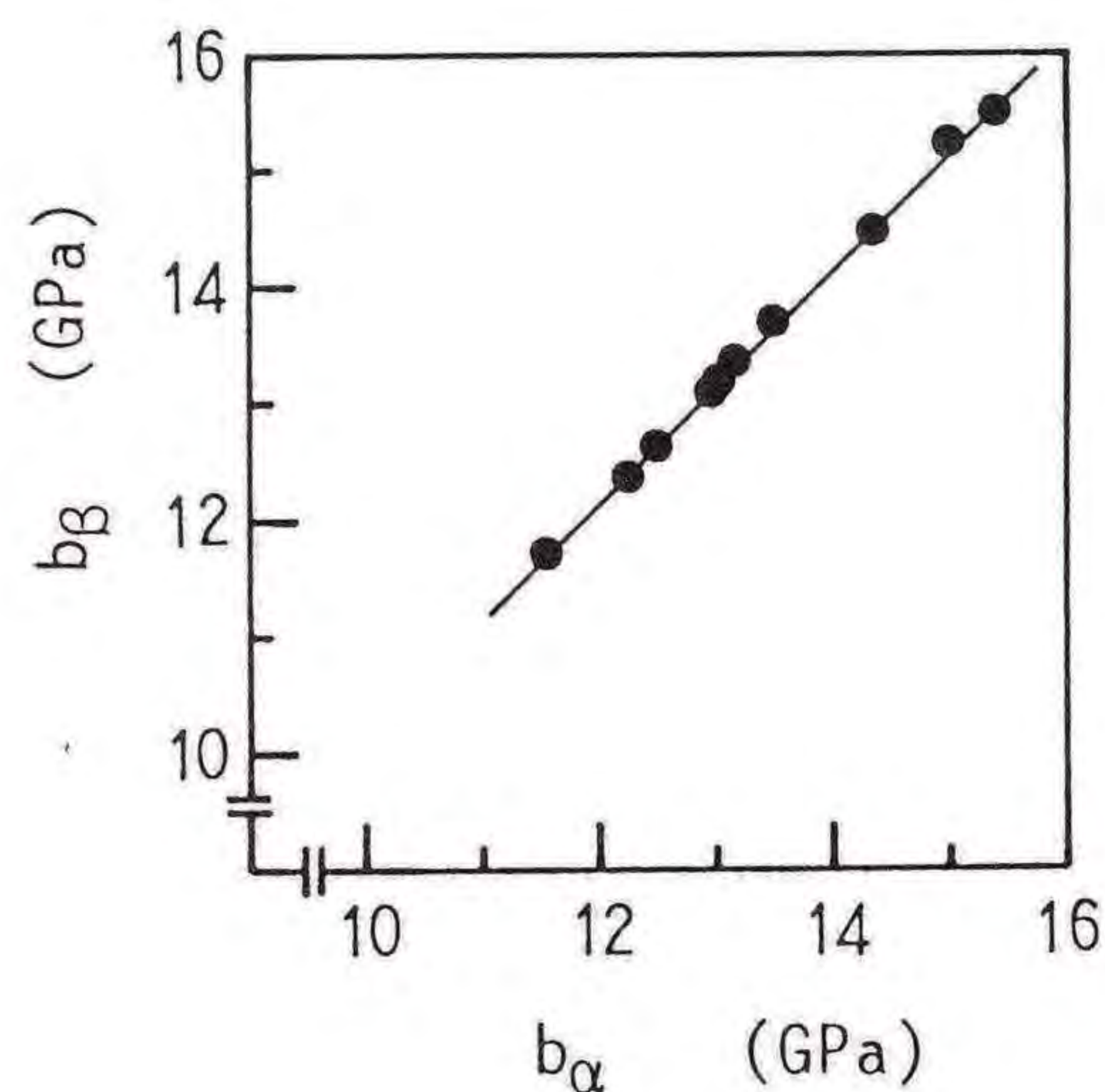


図3.2.14 b_α と b_β の関係

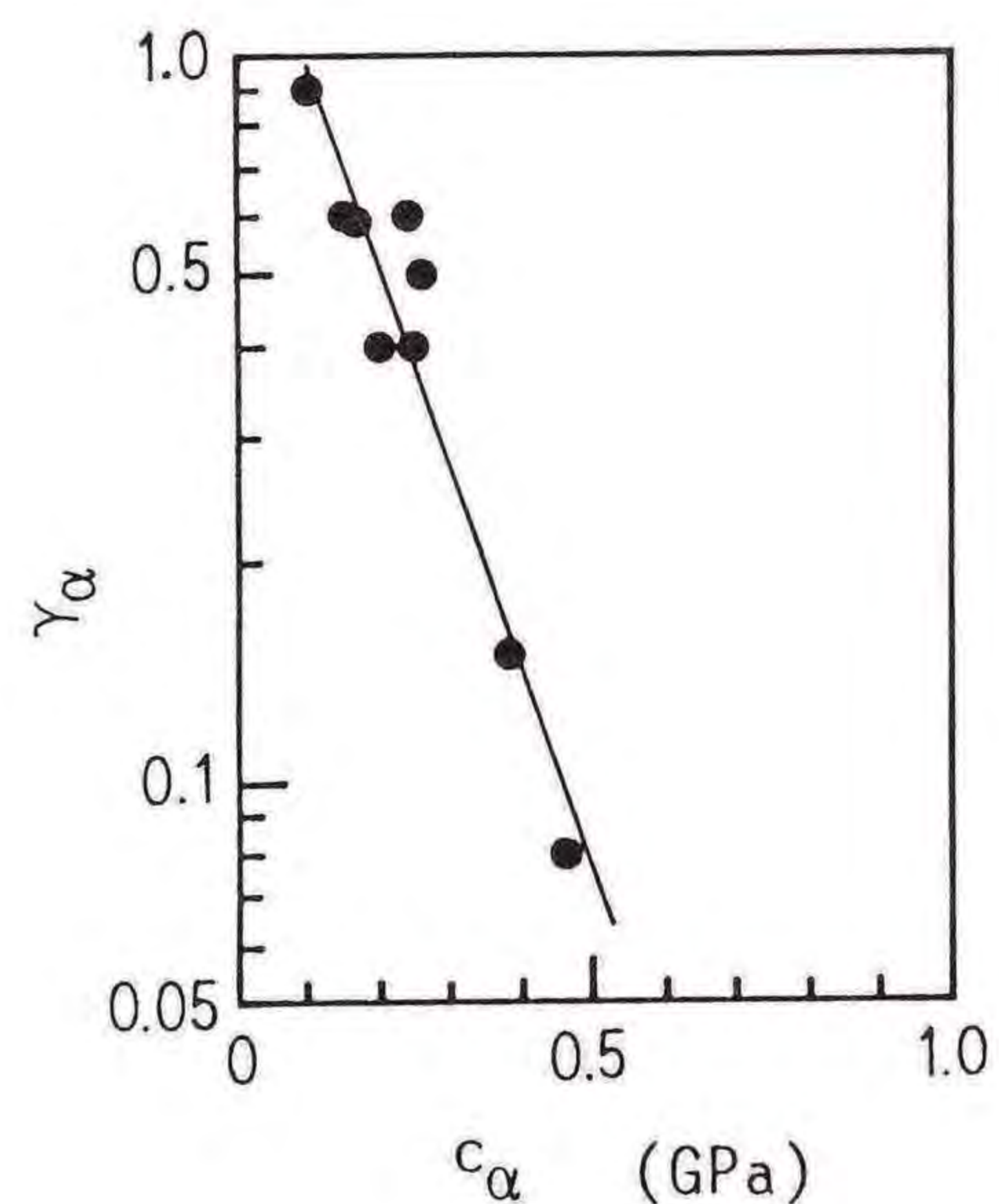


図3.2.15 c_α と γ_α の関係

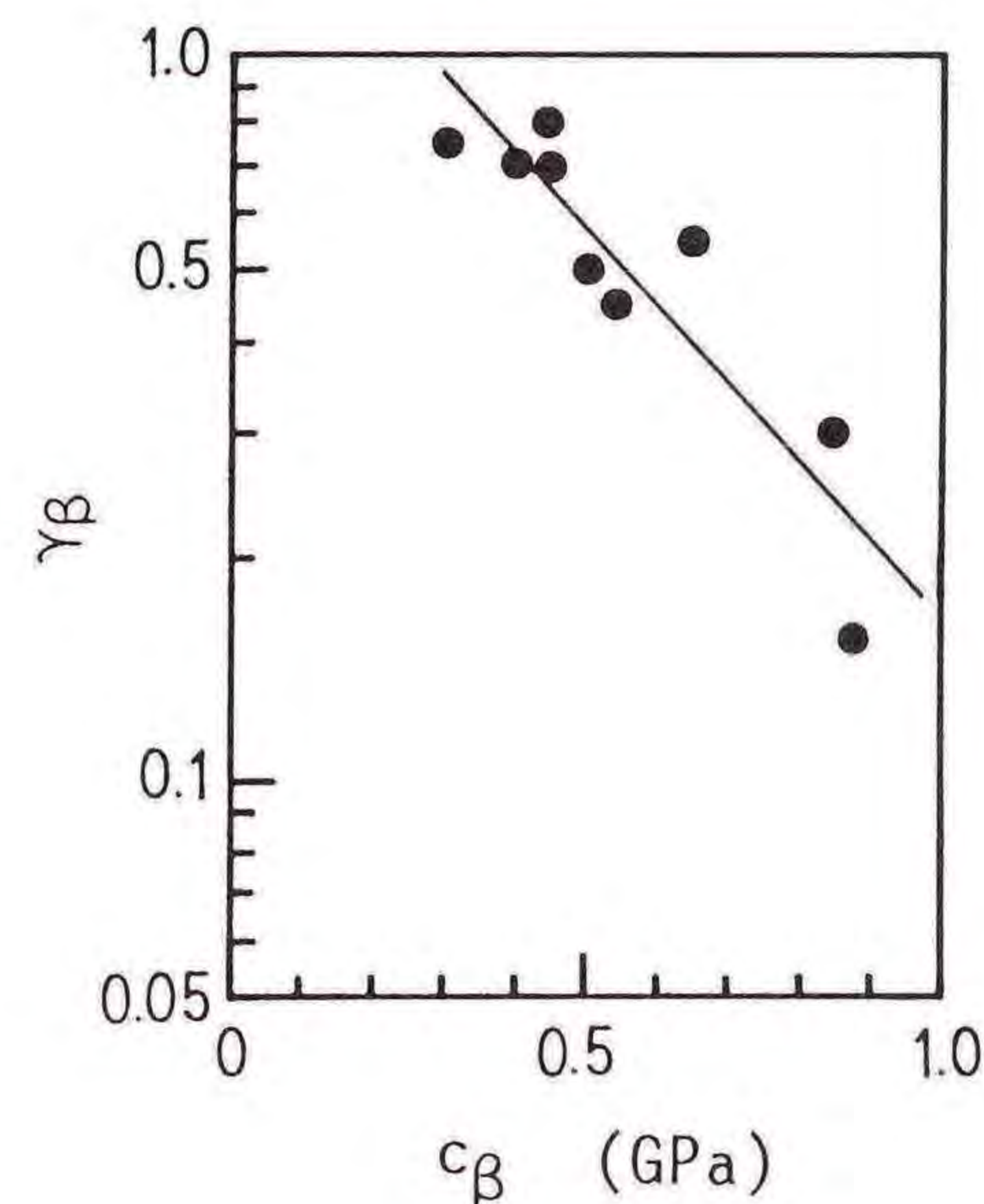


図3.2.16 c_β と γ_β の関係

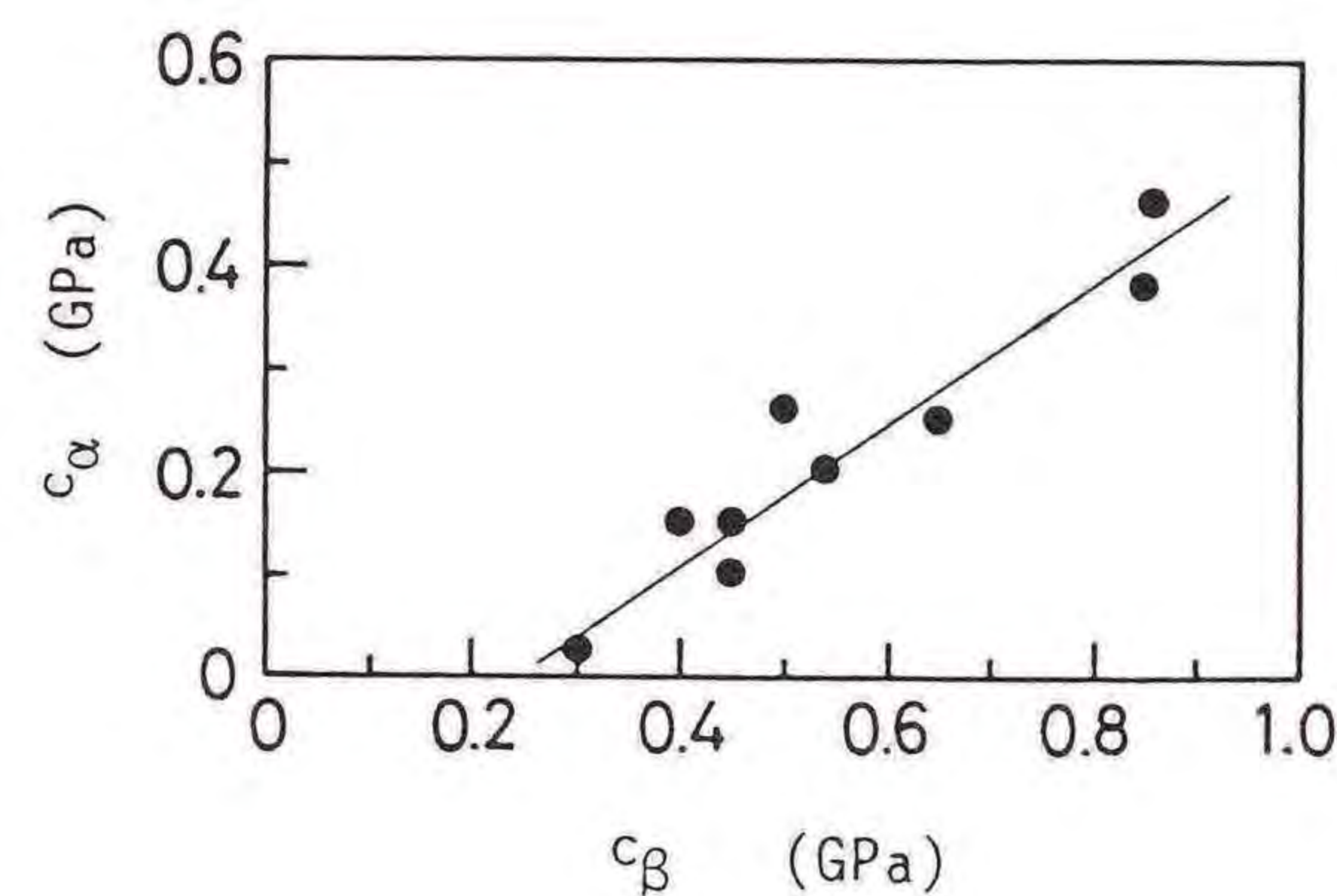


図3.2.17 c_α と c_β の関係

$$c_\beta = \beta_1 - (b_\beta - a_\beta) \quad (3.2.11)$$

$$c_\alpha = 0.686 c_\beta - 0.165 \quad (3.2.12)$$

$$\log \gamma_\alpha = -2.760 c_\alpha + 0.257 \quad (3.2.13)$$

$$\log \gamma_\beta = -1.070 c_\beta + 0.285 \quad (3.2.14)$$

ただし、式(3.2.11)は式(3.2.5)に $i=1$ を代入して得られた式である。また、 α_1 、 β_1 、 a_α 、 a_β 、 b_α 、 b_β 、 c_α 、 c_β の単位はGPaである。

以上の関係を使うことにより、第 i サイクルのセカント弾性率 α_i と回復弾性率 β_i は、負荷応力振幅 σ_a と第1サイクルのセカント弾性率 α_1 が与えられれば求めることができる。したがって、 α_1 、 β_1 がわかれば、式(3.1.1)と(3.1.2)より第 i サイクルにおける全ひずみ e_i を求めることができる。

3.2.4.3 低サイクル疲労破壊シミュレーション

第 i サイクルにおける全ひずみ e_i が求めれば、A Eリングダウンカウントの値を式(3.2.2)より知ることができる。 e_i は先に述べたように第1サイクルのセカント弾性率 α_1 と負荷応力振幅 σ_a が与えられれば求まる。ここで、第1サイク

ルのセカント弾性率 α_1 を正規確率紙にプロットしたのが図3.2.18である。図より α_1 はほぼ正規分布に従うことがわかる。したがって、負荷応力振幅 σ_a を与え、 α_1 を正規分布に従うような乱数によって与えることにより、領域IIの初期AEリングダウンカウントの値を求め、その値よりAEリングダウンカウントと疲労寿命の関係式(2.2.1)を使って、低サイクル疲労寿命を知ることができる。以上のシミュレーションの結果を示したのが図3.2.19である。この図において、実験

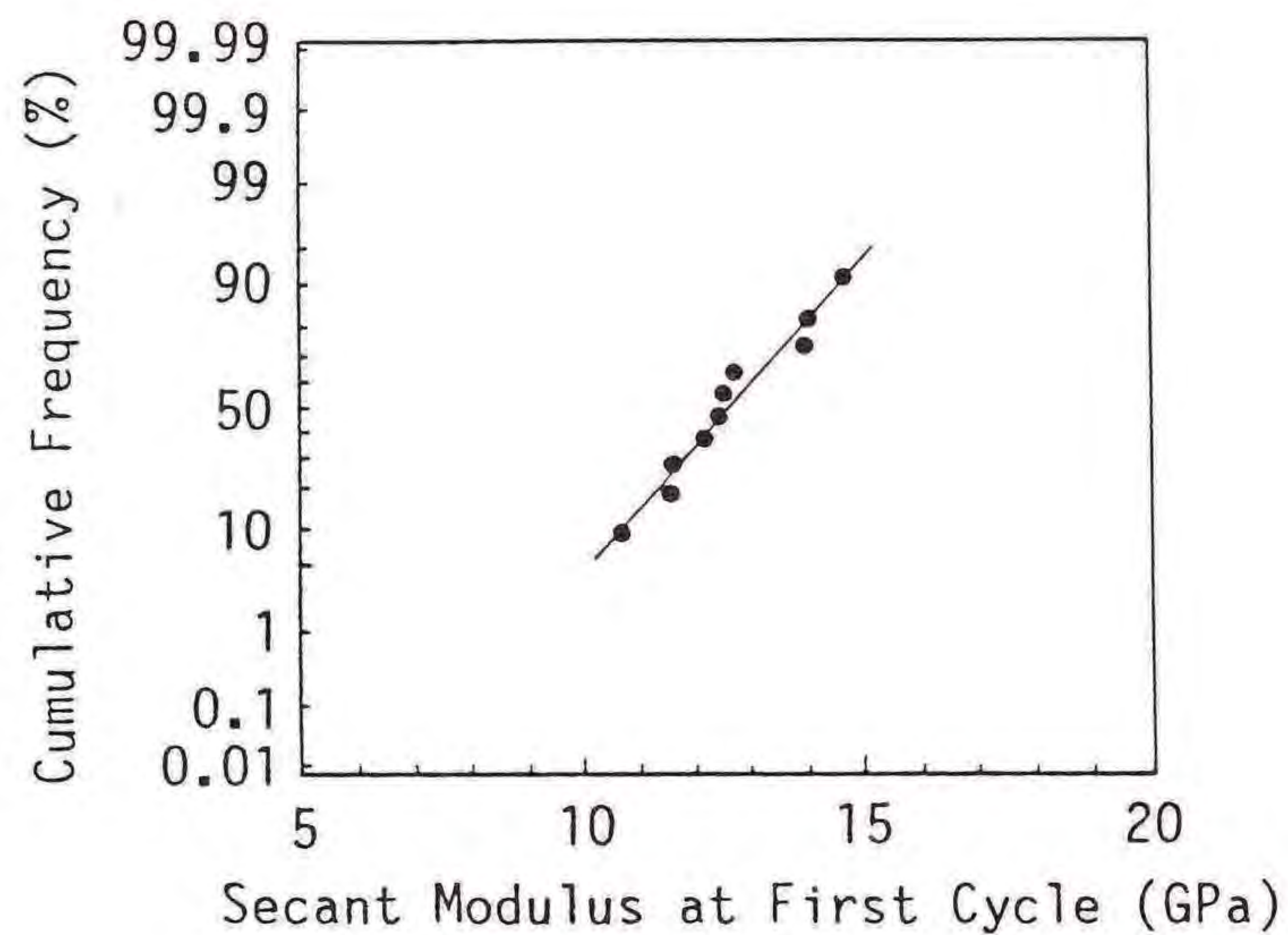


図3.2.18 第1負荷サイクルにおけるセカント弾性率 α_1 の正規確率分布

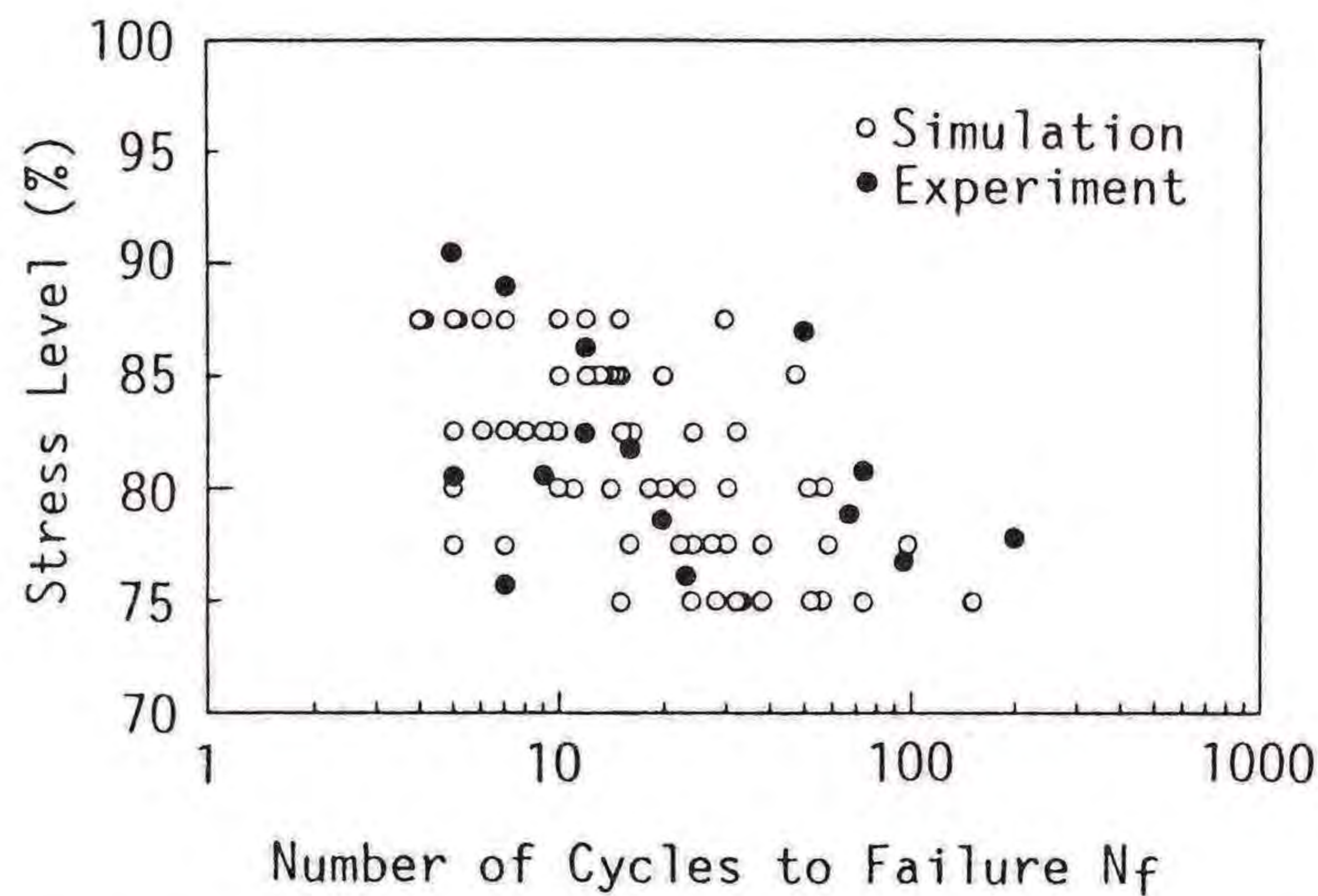


図3.2.19 低サイクル疲労負荷における破壊繰返し数の実測値とシミュレーション結果

データは負荷レベルの75~90%近くの範囲にわたって広く分布している。これは、低サイクル疲労試験を負荷レベルを一定の値に設定せずに、適当に変えて行なったためである。そこで、実験データとの比較を容易にするため、シミュレーションは負荷応力振幅 σ_a を静的強度の75~87.5%まで2.5%ずつ順次上げて行なった。図からもわかるように、シミュレーション結果は実験データの分布範囲とほぼ一致しており、ここで提案したシミュレーションの方法が有効であると言える。

3.2.5 結言

低サイクル疲労を受けるガラスマットFRPについて、静的変形破壊におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係、疲労サイクル中のひずみおよびAEリングダウンカウントと疲労寿命の関係より、低サイクル疲労破壊シミュレーションを行なった。その結果をまとめると以下ようになる。

- (1) 静的変形破壊におけるひずみとAEリングダウンカウントの関係を使い、低サイクル疲労におけるひずみより、疲労負荷中のAEリングダウンカウントを推定し、実測値とよい一致を得た。
- (2) 低サイクル疲労における各サイクルのひずみが、負荷応力振幅と第1サイクルのセカント弾性率を与えることにより推定可能であることがわかった。
- (3) 低サイクル疲労におけるAEリングダウンカウントをシミュレートすることにより、AEリングダウンカウントと疲労寿命の関係を使って、低サイクル疲労破壊シミュレーションを行なった。その結果、実験値と比較的よく一致した。

第4章 疲労損傷による機械的性質低下のA E法による評価

4.1 緒言

第2章において、ガラスマットFRPの温度環境下における低サイクル疲労挙動をA E法を使って明らかにした。また、最近、A E法を使ったFRPの疲労に関する研究が多く行なわれるようになってきている。これらの研究は、主に疲労破壊過程に関する研究であり、疲労破壊に至らない程度の疲労損傷を受けた場合の機械的性質の低下について、A E応答と関係づけてその挙動を明らかにした研究は行なわれていない。しかし、FRPの疲労強度特性を明らかにする上で、疲労破壊過程のみならず、疲労損傷が静的荷重下における機械的性質の低下にどのように影響を与えるかを明らかにしておく必要がある。

そこで、本章においては、ガラスマットFRPについて異なる応力振幅、異なる負荷繰り返し数の曲げ疲労負荷を与えて静的曲げ試験を行ない、静的荷重下における疲労損傷による機械的性質の低下とA E応答の関係を調べた結果について述べる。実験においては、応力振幅と負荷繰り返し数の異なる6種類の曲げ疲労負荷を試験片に与え、各試験片について静的曲げ試験を行ない、試験中に発生するA E信号を測定した。そして、得られたA Eパラメータと疲労損傷による機械的性質の低下との関係を調べた。また、試験片の断面を顕微鏡で調べ、内部クラックとの関係についても検討した。

4.2 実験方法

4.2.1 試験片

本実験に使用した試験片は、前章までに使用した試験片と同じく、強化材にチヨップドストランドガラスマット、マトリックス材に不飽和ポリエステル樹脂を使用したGFRP積層板であり、積層数は10層である。図4.1に試験片の形状と寸法を示す。疲労試験機への取り付けの都合上、曲げ疲労試験には(a)の試験片を使用した。疲労負荷による損傷を調べる試験においては、(a)の試験片に疲労負荷を与えた後、静的曲げ試験を行ないA E測定を行なった。しかし、静的曲げ

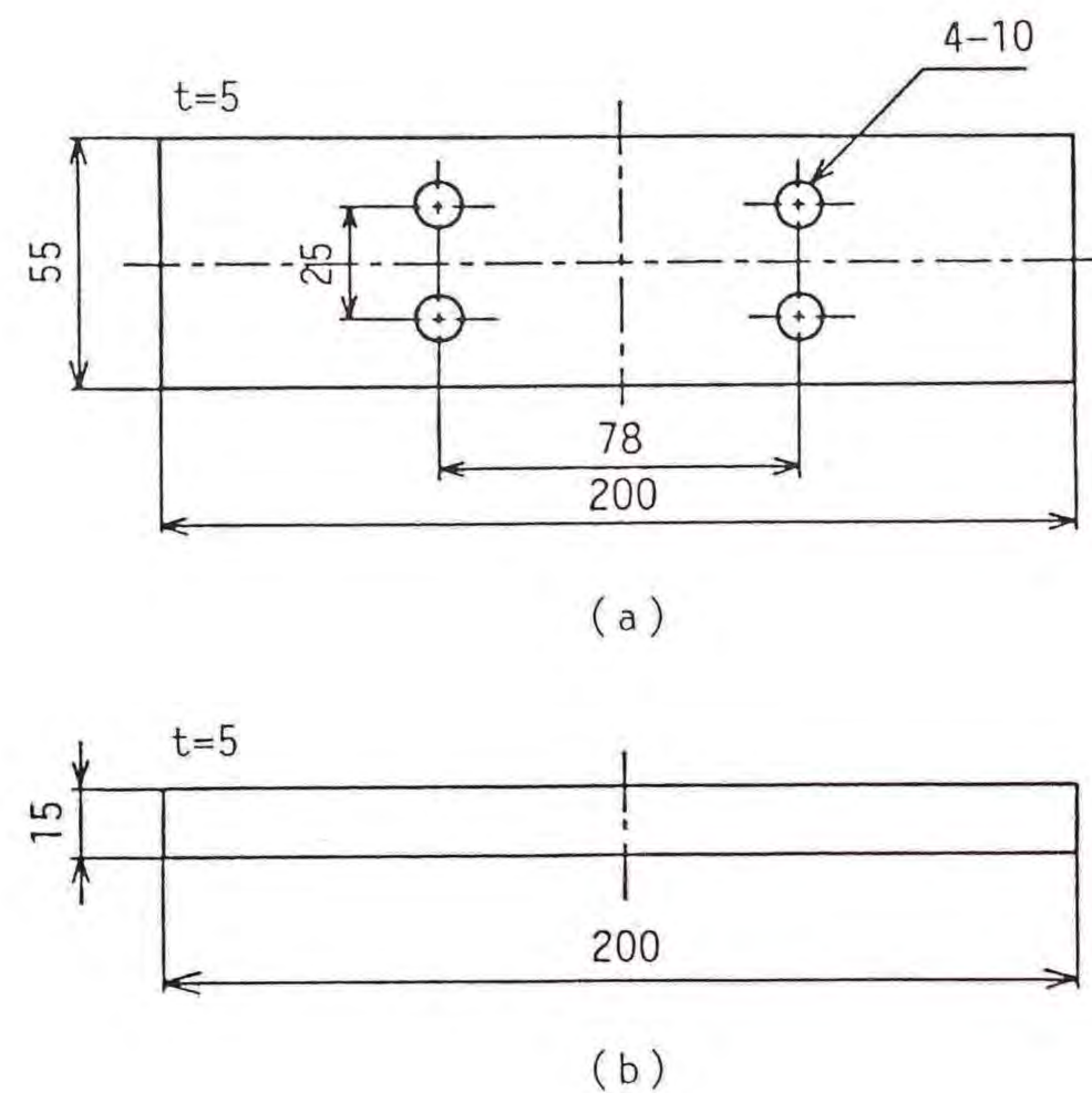


図4.1 (a)疲労負荷試験片および(b)静的負荷試験片

試験におけるAE測定結果に、(a)試験片の疲労試験機への取り付け孔の影響が現われることが考えられるため、疲労負荷を与えた(a)試験片について中央の15mm幅を残して両端部を切除して(b)試験片形状とし、測定を行なった。

4.2.2 実験方法

疲労試験には、島津UF500疲労試験機を使用し、雰囲気温度25°C一定、繰り返し速度1000rpmの条件で両振曲げ疲労試験を行なった。静的曲げ試験は、インストロン型試験機を使用し、4点曲げ試験を行なった。実験は、まず3種類の応力振幅(70MPa、90MPaおよび95MPa)と2種類の負荷繰り返し数 N_f 。(破壊繰り返し数 N_f の60%と80%)の合計6種類の疲労負荷を試験片に加えた。表4.1に各疲労負荷における応力振幅と負荷繰り返し数を示す。次に、疲労負荷を与えた試験片について静的曲げ試験を行ない、試験中に発生するAE信号を測定した。図4.2にAE測定システムの概略図を示す。なお、AE測定におけるしきい値はセンサ出力で100 μ Vに設定した。また、試験片内部のクラック等の損傷の観察は、電子顕微鏡を使って試験片断面について行なった。

表4.1 疲労損傷を与えるための疲労負荷における応力振幅と負荷繰り返し数

Stress Amplitude (MPa)	N_a/N_f	Number of Cycle
70	0.6	121,700
	0.8	162,300
90	0.6	4,000
	0.8	5,500
95	0.6	2,000
	0.8	2,800

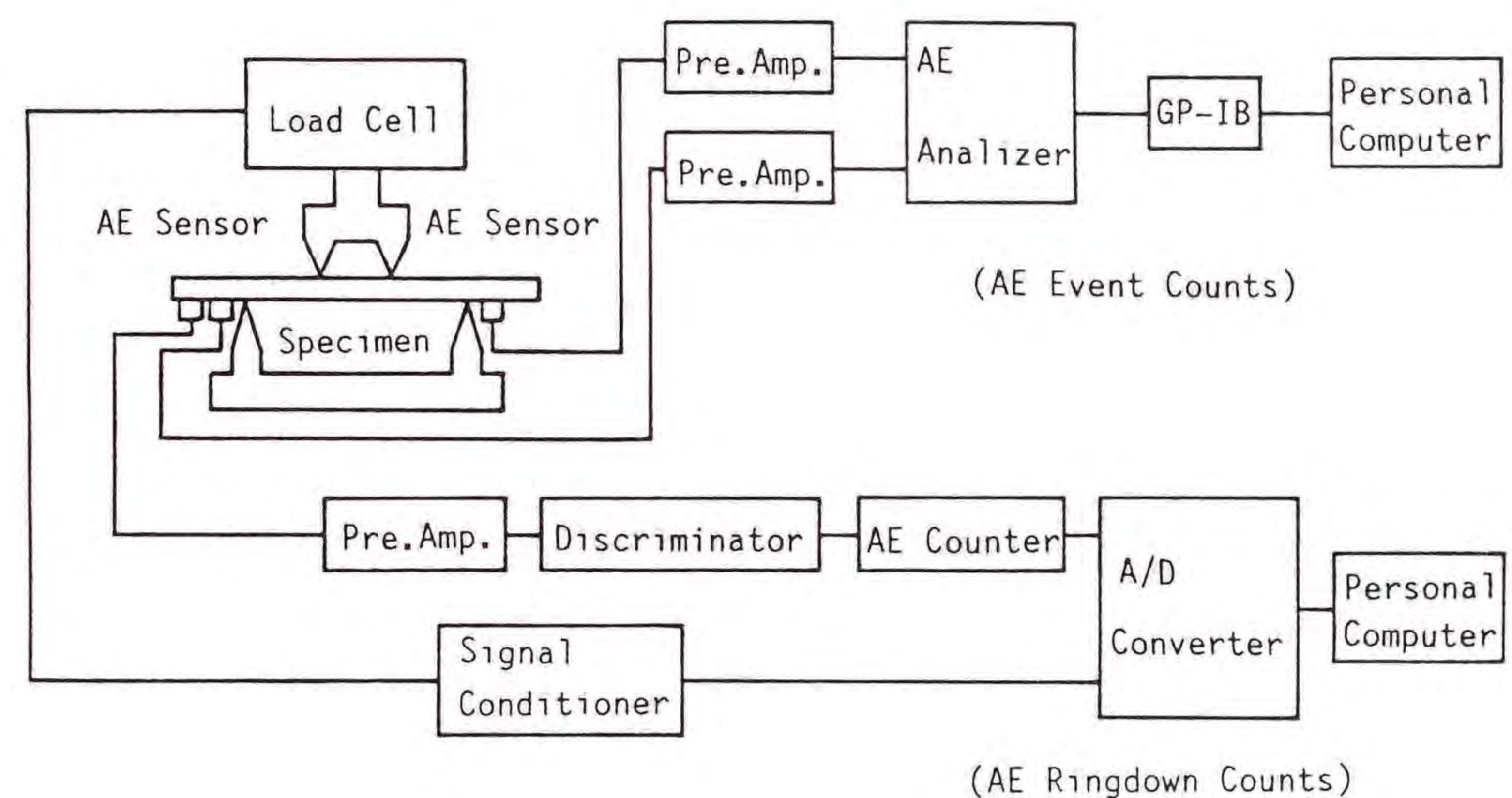


図4.2 AE測定システム

4.3 実験結果および考察

4.3.1 S-N曲線および残留強度と剛性保持率の関係

本実験に使用したガラスマットFRPの曲げ疲労試験におけるS-N曲線を図4.3に示す。図からわかるように、S-N曲線は応力振幅が約90MPaで傾きの異なる2本の直線で表すことができる。疲労による損傷を与えるために行なった疲労負荷試験において設定した3種類の応力振幅のうち、95MPaおよび90MPaがS-N

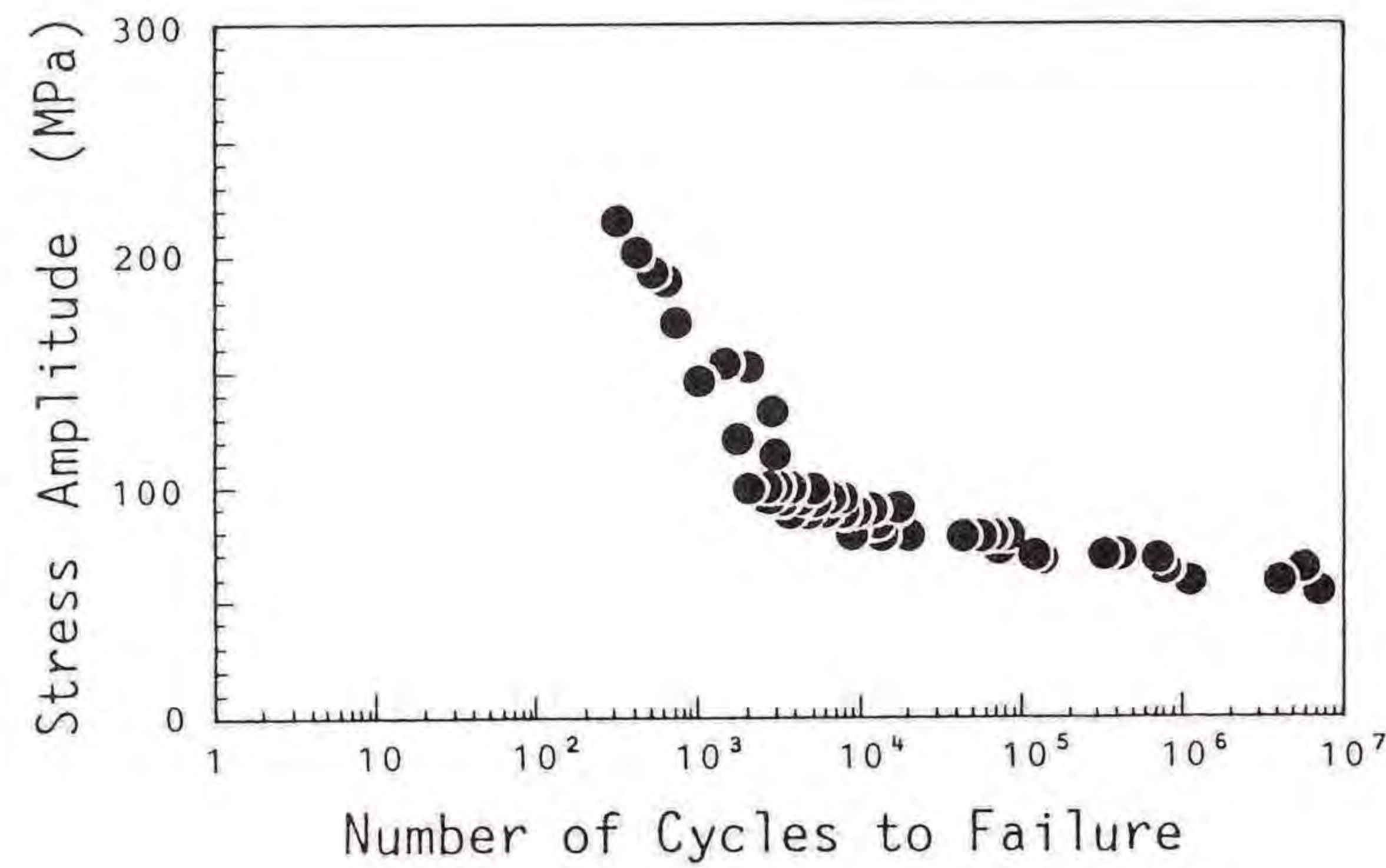


図4.3 S-N曲線

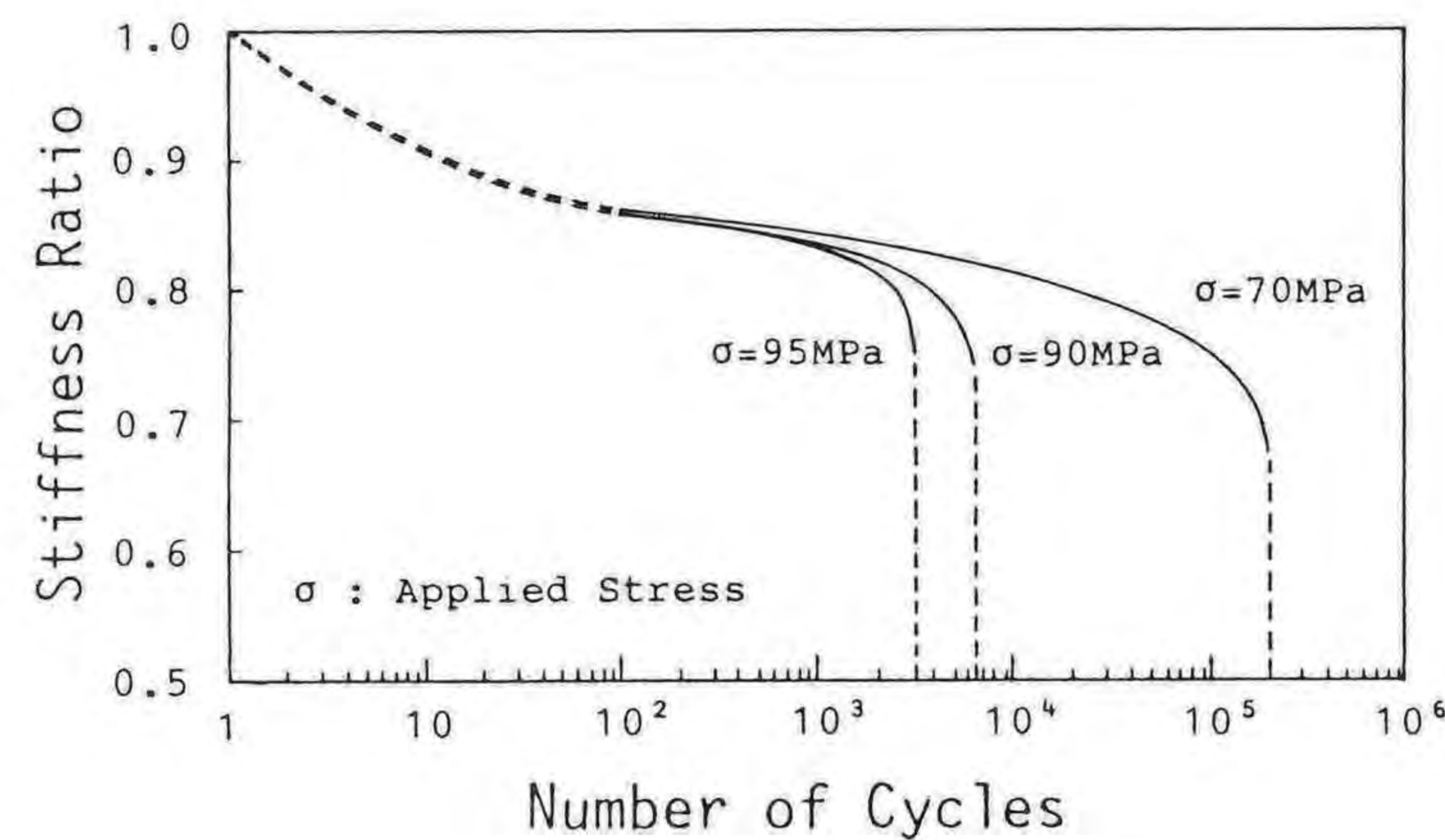


図4.4 疲労負荷における剛性の変化

曲線の傾きの大きい領域に当たり、70MPaが傾きの小さい領域に当たる。平均の破壊繰返し数は、応力振幅95MPa、90MPaおよび70MPaにおいてそれぞれ3,300回、6,600回、202,800回である。

図4.4に疲労試験における試験片の剛性の変化を示す。図において縦軸は疲労試験片の剛性を示しており、疲労試験前の試験片の剛性に対する比率で表している。なお、100回以下の負荷繰返し数における剛性が測定できなかったため、図においては100回以上の負荷繰返し数における剛性の変化を実線で示してい

る。図からわかるように、応力振幅が小さくなるほど剛性の低下は小さくなっているが、応力振幅70MPaにおいては破壊繰返し数の50%である10万回での剛性が、応力振幅95MPaおよび90MPaにおける疲労破壊時の剛性を下回っている。

各種の疲労負荷を与えた試験片の残留強度と剛性保持率の関係を図4.5に示す。図に示すように、応力振幅が95MPaから90MPa、70MPaと小さくなり負荷繰返し数が大きくなるほど、残留強度および剛性保持率が低下している。しかし、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ と応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ を比較すると、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ の方が応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ より剛性が低いにも関わらず、残留強度は少し高い値を示している。このことから、疲労負荷の与え方によっては、疲労損傷の現われ方が残留強度と剛性保持率では多少異なってくるということが考えられる。

4.3.2 AEリングダウンカウントによる機械的性質低下の評価

各種の疲労負荷を与えた試験片の残留強度と破壊までの全AEリングダウンカウントの関係を図4.6に示す。全体として、残留強度が減少するにつれてAEリングダウンカウントが増加する傾向が見られる。しかし、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ と応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ を比較すると、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ の方が応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ より残留強度が少し高いにも関わ

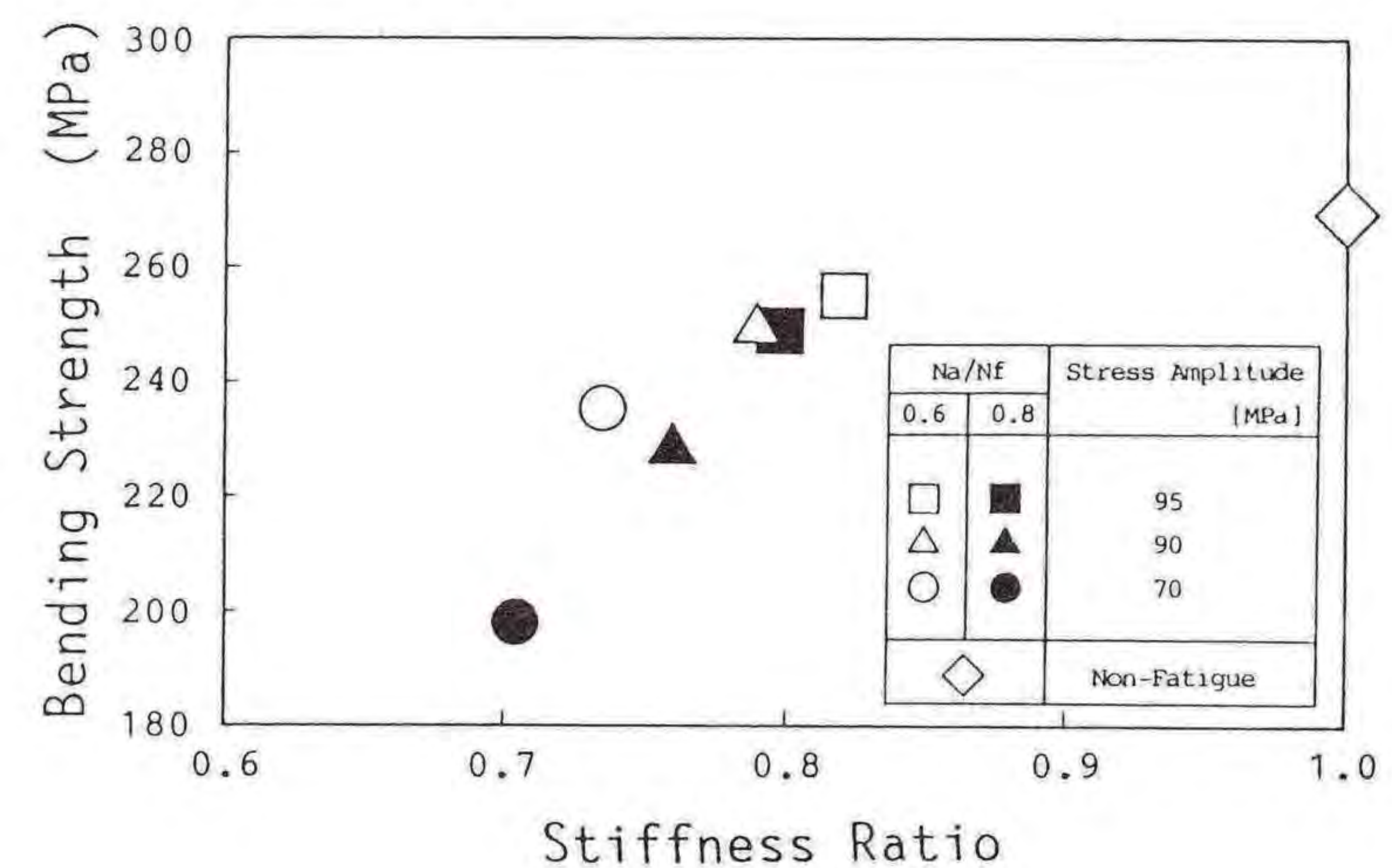


図4.5 残留強度と剛性保持率の関係

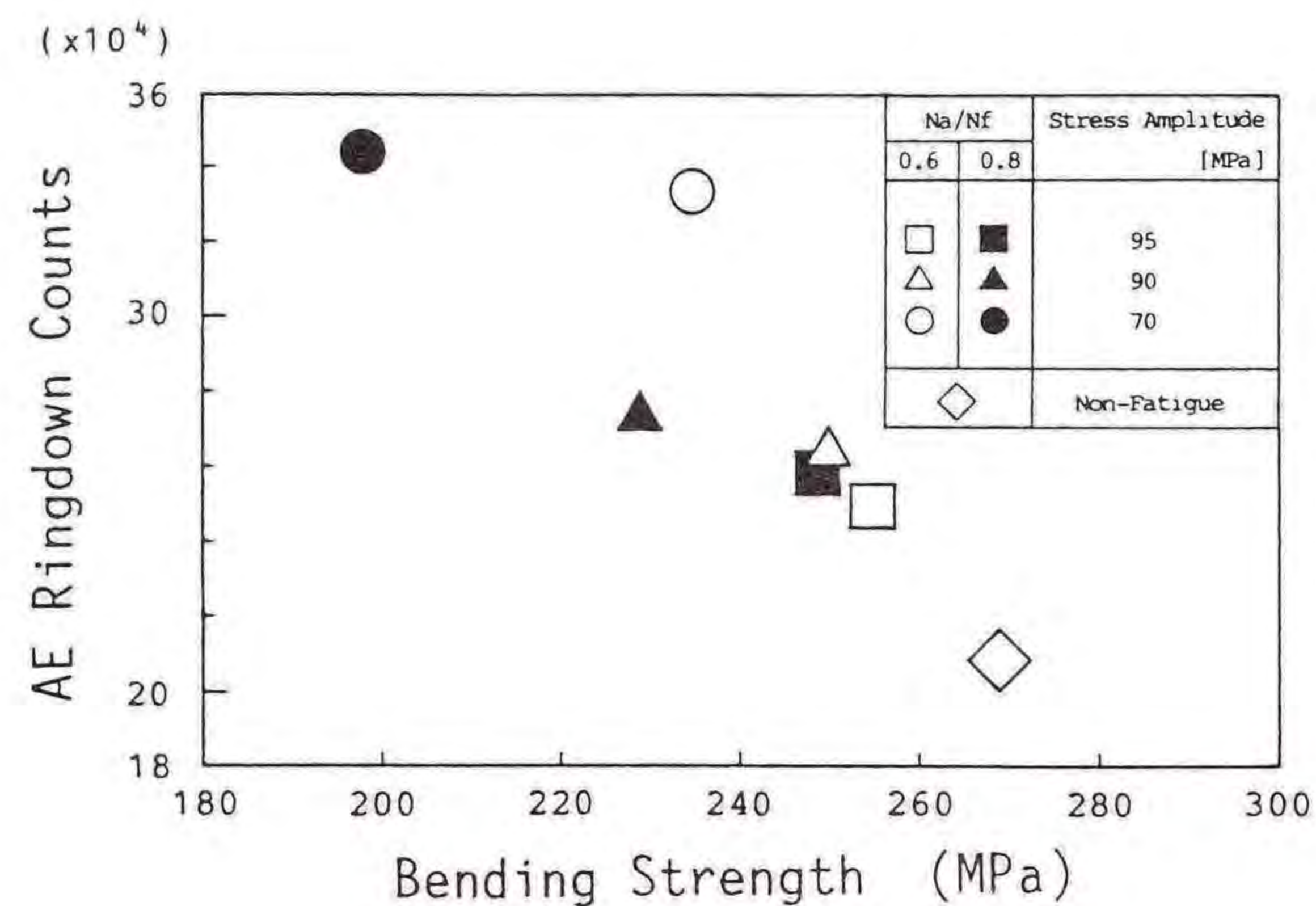


図4.6 全AEリングダウンカウントと残留強度の関係

らず、AEリングダウンカウントは高くなっている。したがって、残留強度に現われる疲労損傷の影響が、AEリングダウンカウントにおいてはこの2つの試験片で全体の傾向と異なって現われている。このことは、疲労損傷の与え方によっては疲労損傷が異なることを残留強度と剛性保持率の関係で述べたが、それが残留強度とAEリングダウンカウントの関係において現われていることを示すものであると思われる。

図4.7は剛性保持率と破壊までの全AEリングダウンカウントの関係を示している。この場合も全体として、剛性の低下に対してAEリングダウンカウントが増加する傾向が見られる。しかし、応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ から応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ における剛性保持率の低下に対するAEリングダウンカウントの増加が、他の結果に比べて大きくなっている。そのため、6種類の試験片の結果が、応力振幅95MPaおよび90MPaにおける結果と応力振幅70MPaにおける結果に分かれるように考えられる。このことより、応力振幅95MPaおよび90MPaの場合と応力振幅70MPaの場合とでは、疲労損傷が異なっていることが予想される。しかし、残留強度の場合よりも、疲労負荷の与え方による違いがかなり少ない。

以上、残留強度および剛性保持率が低下すると、破壊までの全AEリングダウンカウントが増加する関係があること、また疲労負荷の与え方によってはその関

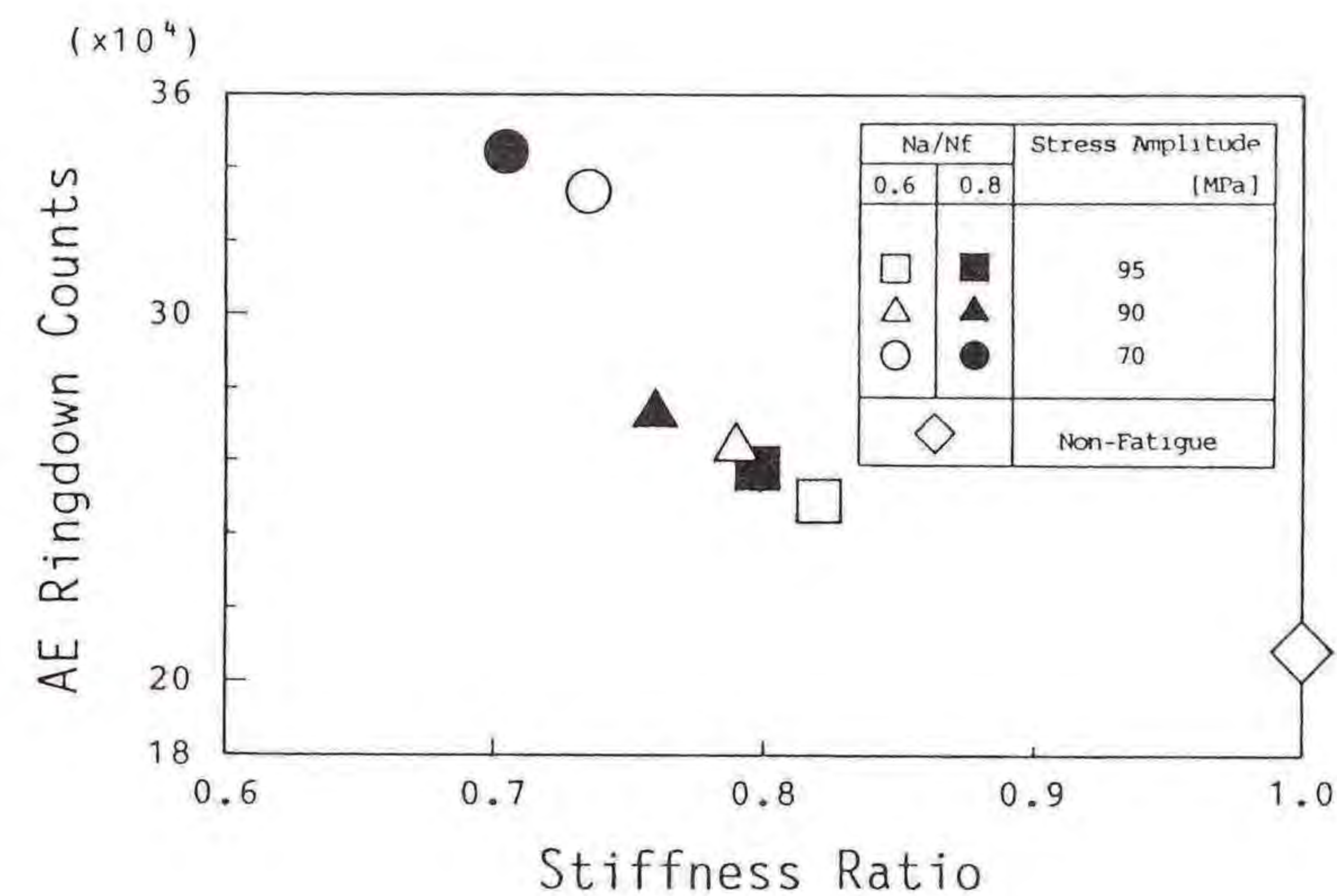


図4.7 全AEリングダウンカウントと剛性保持率の関係

係が多少異なる場合があり、疲労負荷の与え方により疲労損傷が異なってくる。したがって、AEリングダウンカウントとの関係よりわかった。

次に、疲労負荷を与えた試験片の静的負荷試験における、AEリングダウンカウント発生の様子と疲労損傷の関係について述べる。図4.8に静的負荷に対するAEリングダウンカウント発生の様子を示している。図の(a)は応力振幅90MPa、(b)は70MPaの結果の一例である。図において、横軸は負荷応力、縦軸は累積AEリングダウンカウントを示しており、それぞれ疲労負荷を与えていない試験片の値に対する比率で示している。応力振幅90MPaの結果および応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ の結果は、残留強度が異なるため多少の違いは見られるものの、発生の様子に大きな違いは見られない。この傾向は応力振幅95MPaの結果においても同様である。一方、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.8$ の場合は、負荷の初期からAEリングダウンカウントが発生し始めており、他の試験片と比較して発生の様子が異なっている。したがって、この結果より応力振幅70MPaにおいては、 $N_a/N_f=0.6$ と $N_a/N_f=0.8$ において、破壊時の全AEリングダウンカウントに大きな違いは見られなかったものの、疲労負荷による損傷がかなり異なっていることが推測される。

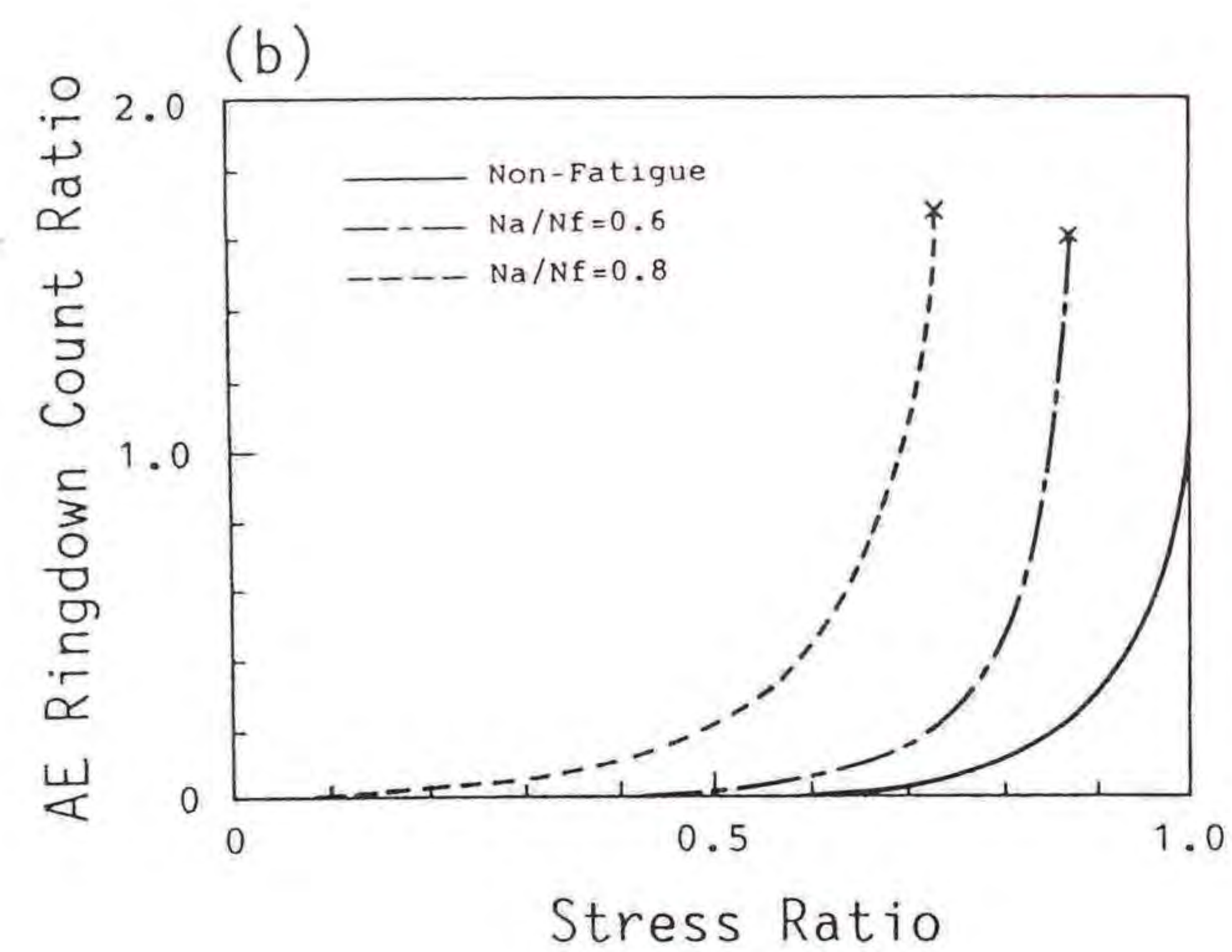
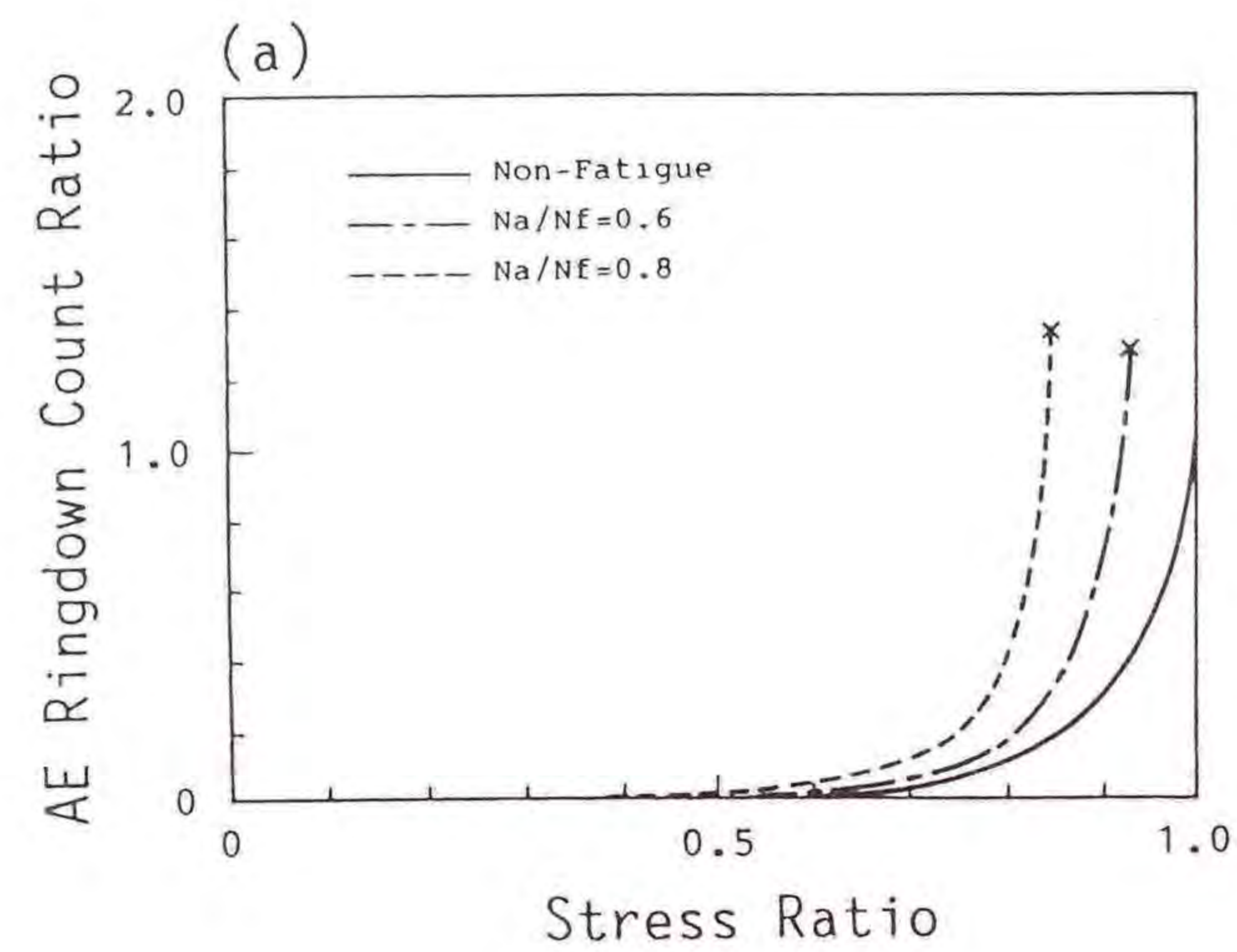


図4.8 疲労損傷を受けた試験片の累積AEリングダウンカウントの静的負荷応力に対する変化：(a)応力振幅90MPa, (b)応力振幅70MPa

4.3.3 AEイベントカウントによる機械的性質低下の評価

4.3.3.1 疲労負荷を受けた試験片のAE振幅分布

図4.9(a)と(b)に、疲労負荷を与えた試験片(a)と与えていない試験片(b)の静的曲げ試験におけるAE振幅分布の1例を示す。(a)は応力振幅90MPa、 $N_a/N_f = 0.6$ の疲労負荷を受けた試験片の結果の1例である。(a)と(b)を比較すれば、疲労負荷を受けた試験片のAE振幅分布において、80dB以上の振幅のAEイベン

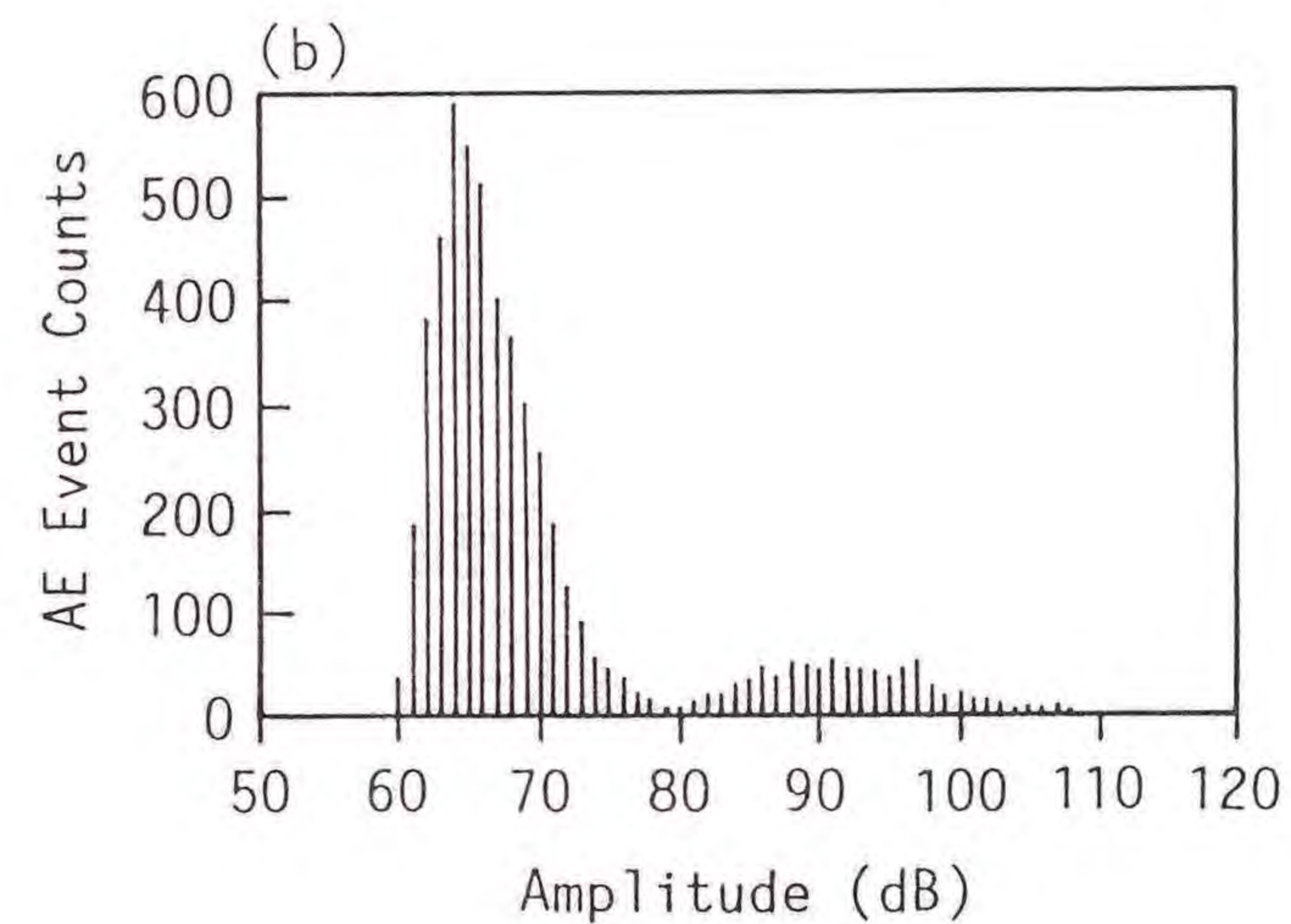
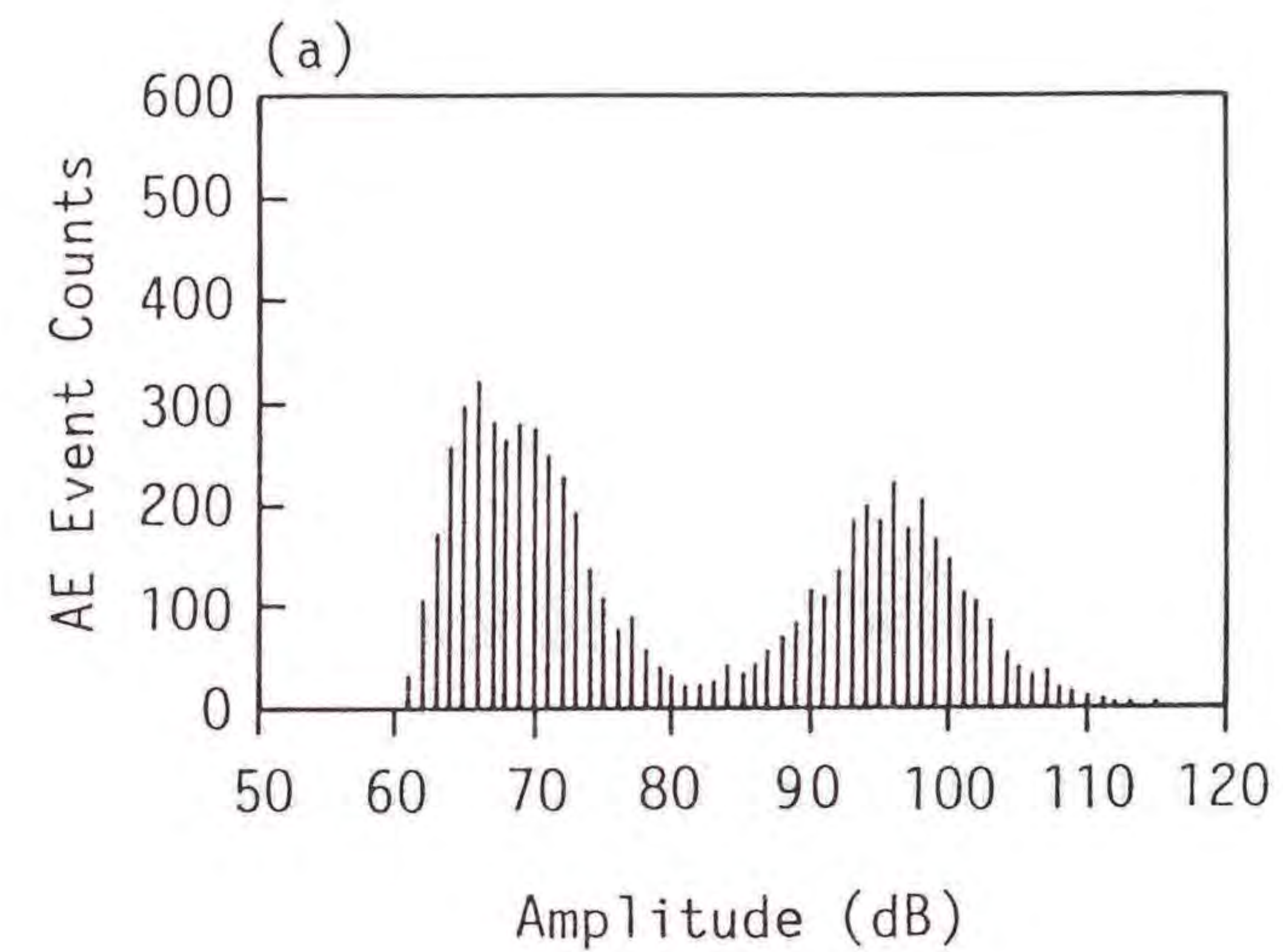


図4.9 静的負荷におけるAE振幅分布：

(a)疲労損傷を受けた試験片, (b)疲労損傷を受けていない試験片

トが多く観測されていることがわかる。このようなAE振幅分布の特徴は、疲労負荷による損傷を受けた試験片に共通のものであった。したがって、80dB以上の振幅のAEイベントは疲労負荷による損傷を表していると考えられる。そこで、80dB以上の振幅のAEイベントカウント(A_H)と全AEイベントカウント(A_T)の比率である A_H/A_T を疲労損傷を示すパラメータとして採用する。

4.3.3.2 A_H/A_T による機械的性質低下の評価

図4.10に A_H/A_T と残留強度の関係を示す。疲労負荷を与えた試験片の A_H/A_T

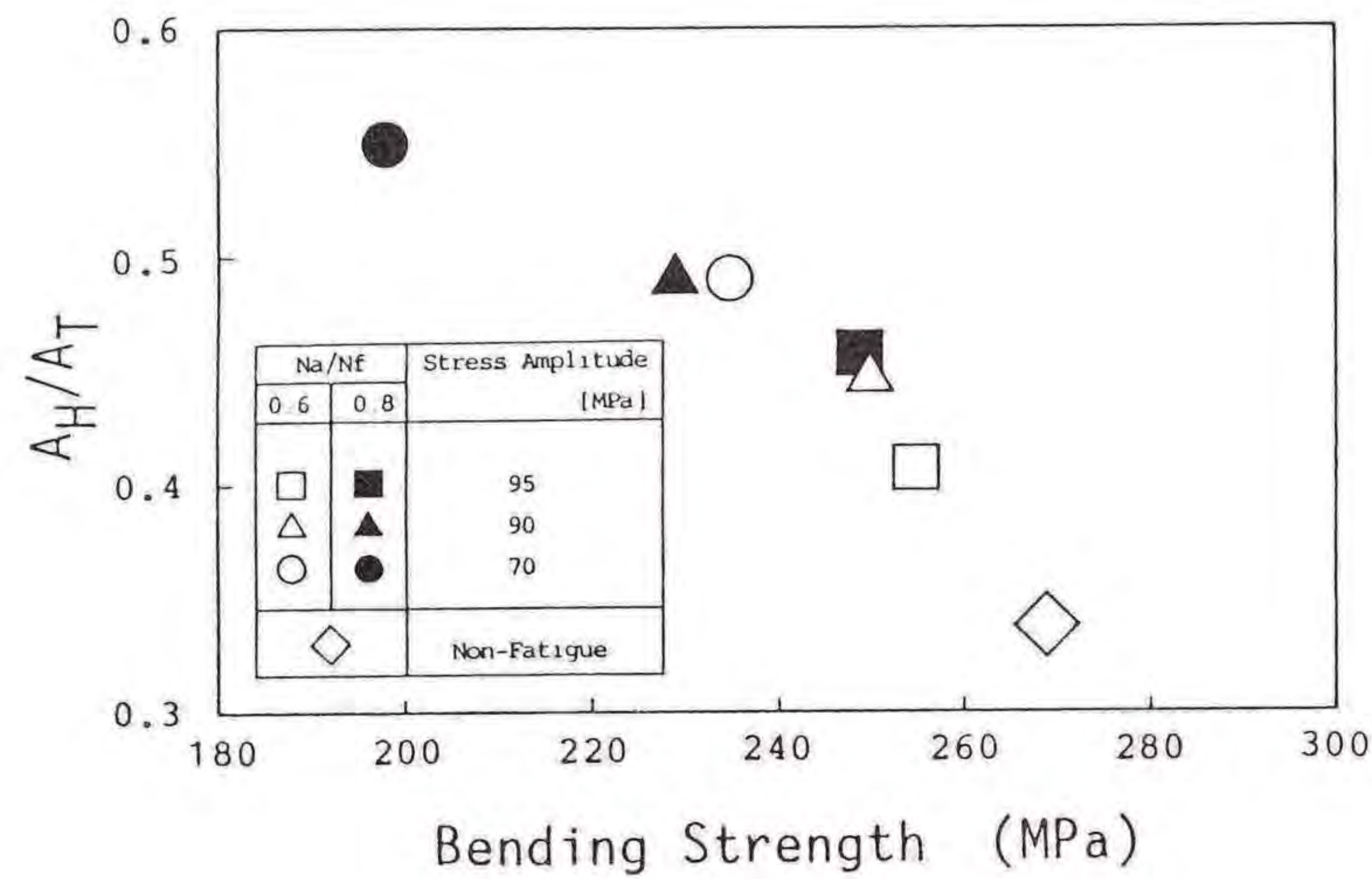


図4.10 A_H/A_T と残留強度の関係

A_T は応力振幅に関係なく、残留強度の増加につれて240MPa付近に屈曲点を有する直線上を減少することがわかる。この240MPa付近までの残留強度の増加に対する A_H/A_T の減少の割合と、240MPa以上における残留強度の増加に対する A_H/A_T の減少の割合が異なることは、240MPaを境にして疲労損傷に対する A_H/A_T の残留強度の低下に対する感度が異なることを示している。

図4.11に A_H/A_T と剛性保持率の関係を示す。この場合、残留強度の結果と比較してばらつきは大きいものの、全体としては剛性保持率の増加に対して A_H/A_T が減少する関係が見られる。

次に、80dB以上の振幅のA Eイベントおよび80dB以下の振幅のA Eイベントが発生する時期について調べる。図4.12に各疲労負荷を与えた試験片について、A Eイベントが発生し始める負荷応力を残留強度に対して示した。図において、横軸は各試験片のA Eイベント発生応力を破壊応力(σ_b)に対する比率で表している。 σ_L および σ_H は、それぞれ80dB以下および以上のA Eイベントが発生し始める応力を示している。図から残留強度の低下とともに80dB以上および80dB以下の振幅のA Eイベントが発生し始める応力が減少しており、発生応力と残留強度の間には多少のばらつきはあるものの、疲労負荷の与え方によらず一様な関係があることがわかる。剛性保持率においても残留強度と同様の結果が得られた。また、

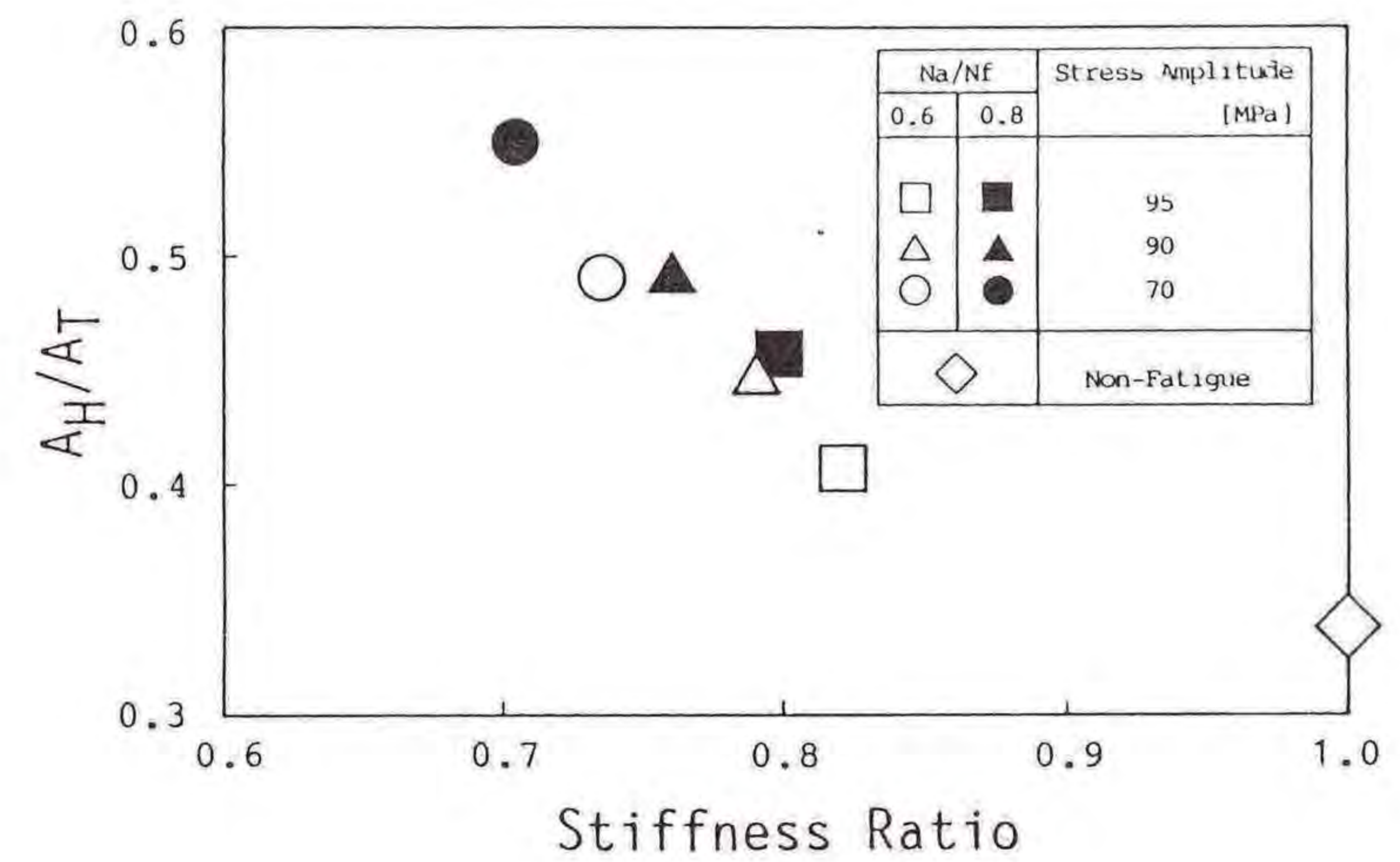


図4.11 A_H/A_T と剛性保持率の関係

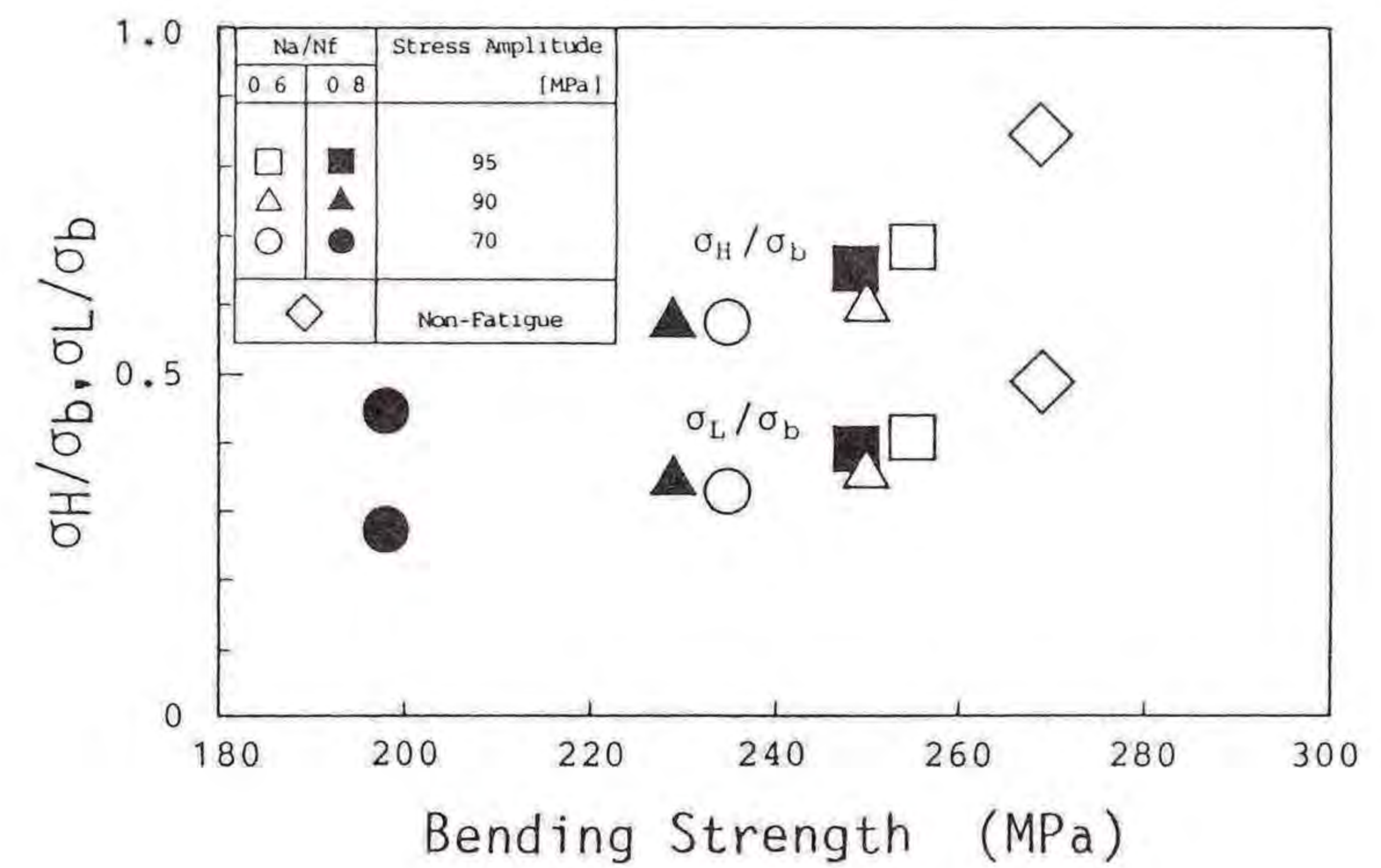


図4.12 σ_H/σ_b および σ_L/σ_b と残留強度の関係

80dB以下のA Eイベントが発生し始めてから、80dB以上のA Eイベントが発生し始めるまでの間隔についても調べた。図4.13にその結果を示している。この場合も、残留強度の低下とともに一様に発生の間隔が短くなっており、疲労負荷による損傷が増大するほど、A Eイベントが発生し始めてから早い時期に80dB以上のA Eイベントが発生し始めることがわかる。

以上の結果より、80dB以上の振幅のA Eイベントが疲労損傷による機械的性質

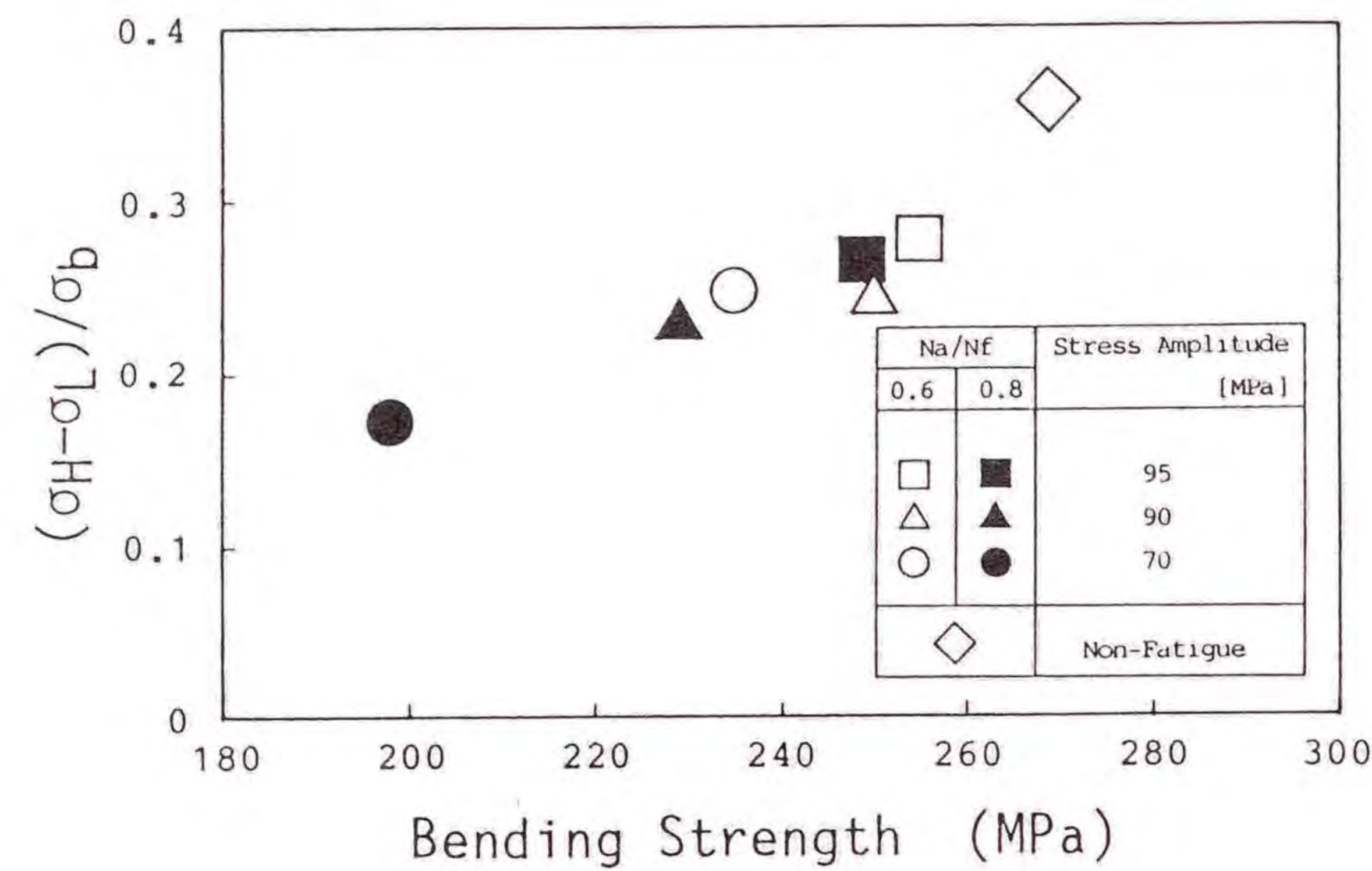


図4.13 $(\sigma_H - \sigma_L) / \sigma_b$ と残留強度の関係

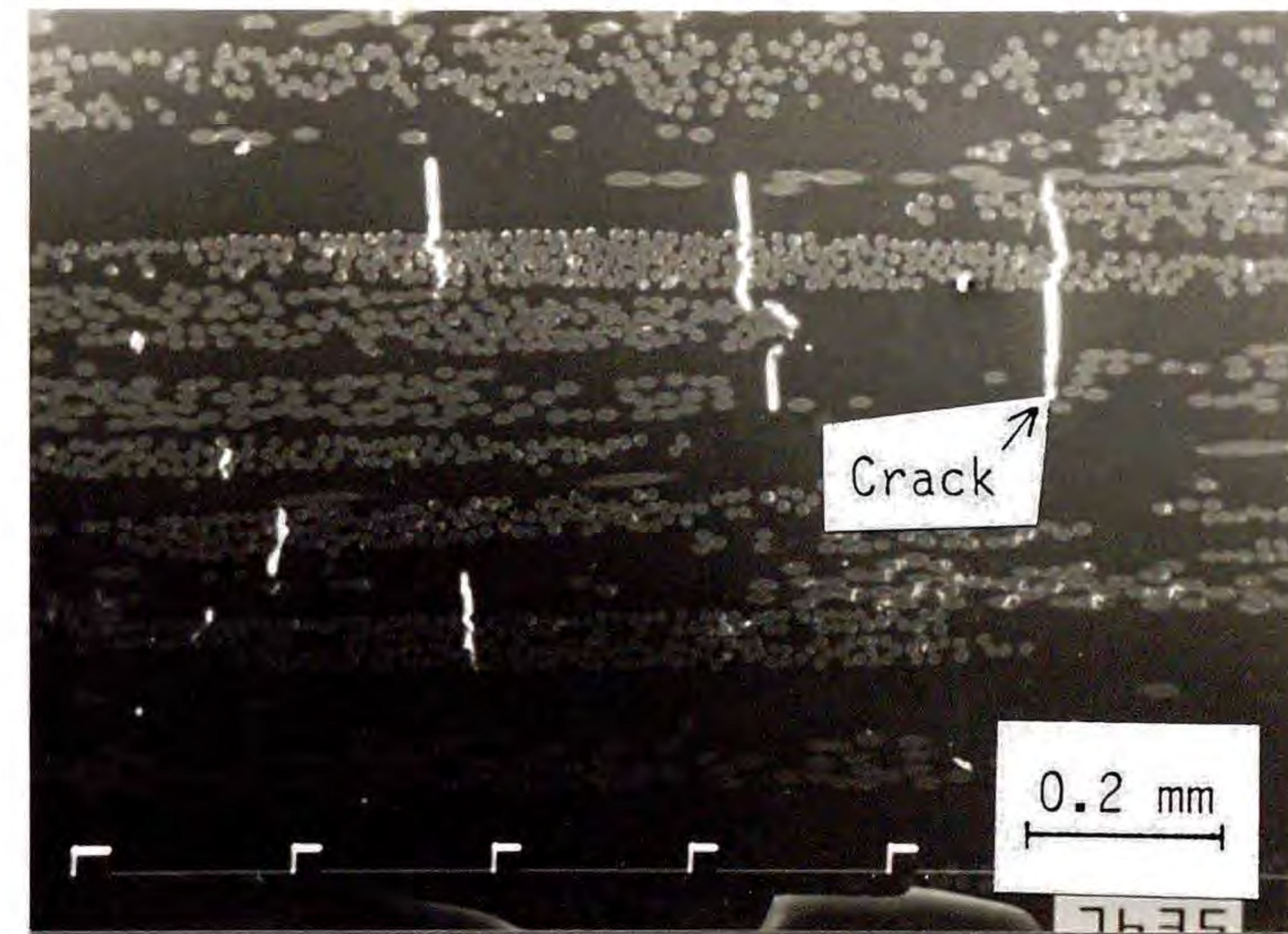
の低下をよく示していることがわかった。

4.3.3.3 80dB以上の振幅のAEイベントの発生源

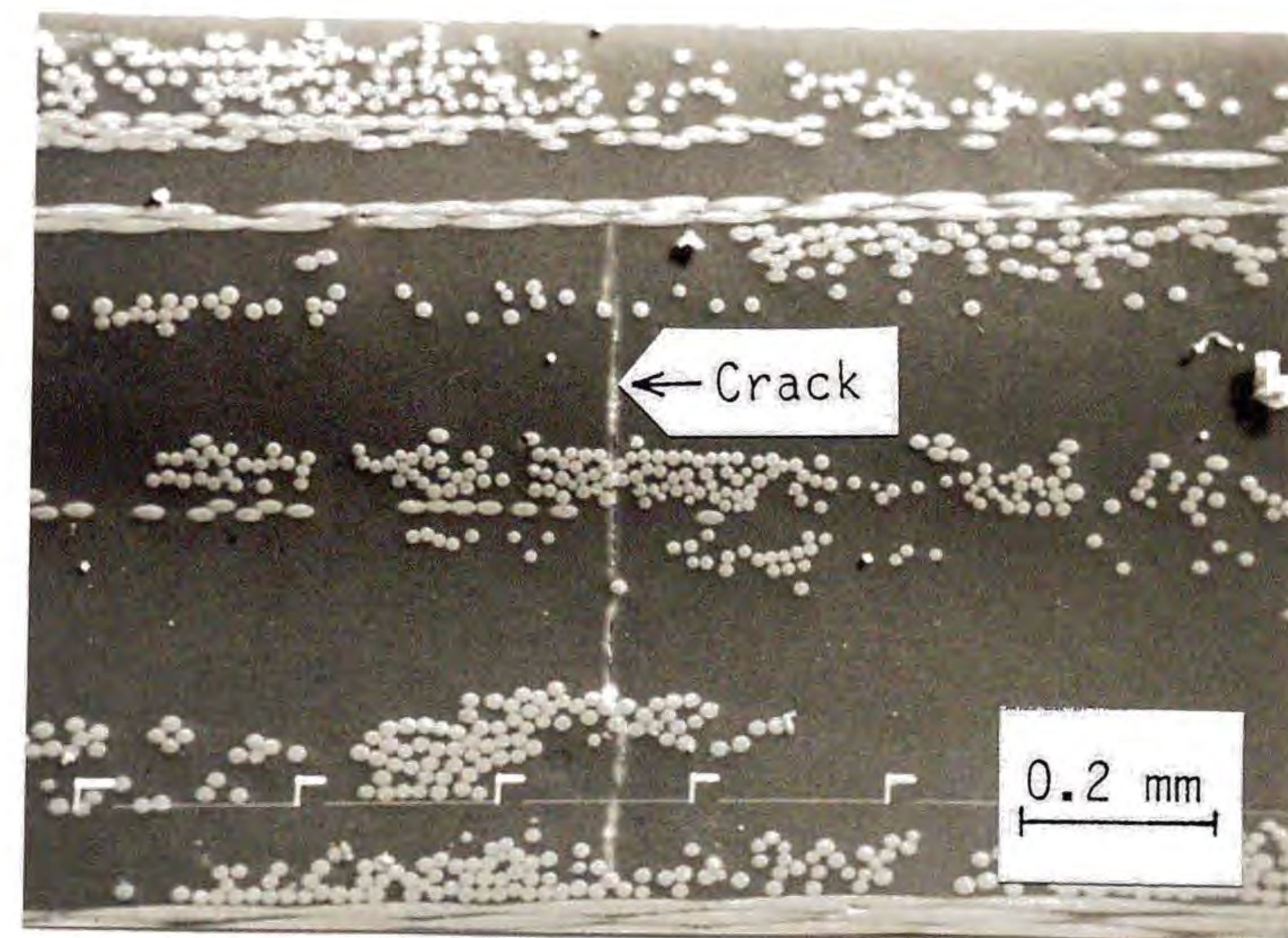
80dB以上の振幅のAEイベントの発生源について調べるため、試験片内部のクラックの状態を電子顕微鏡で調べた。応力振幅90MPaの結果の1例を図4.14に示す。図(a)は疲労荷重を与えた試験片で、静的曲げ試験において80dB以上の振幅のAEイベントが発生する前の断面の顕微鏡写真であり、(b)は80dB以上の振幅のAEイベントが多く発生した試験片の断面の写真である。80dB以上の振幅のAEイベントが発生した試験片においては、発生していない試験片においては見られない、かなり長いクラックが観察された。このクラックの長さはガラスマット層1層の厚さ以上の長さに及んでいる。したがって、この80dB以上の振幅のAEイベントは、疲労荷重により生じた小さなクラックがガラスマット層1層の厚さ以上の長さのクラックに進展する際に、発生していると考えられる。

4.3.4 内部クラックとAEパラメータの関係

疲労損傷による機械的性質の低下と内部クラックの関係を調べるため、疲労荷重を与えた試験片の断面を調べ、クラック密度を測定した。表4.2に各疲労荷重



(a)



(b)

図4.14 試験片の断面写真：

- (a) 80dB以上の振幅のAE信号がほとんど発生していない試験片，
 (b) 80dB以上の振幅のAE信号が多く発生した試験片

表4.2 各疲労損傷を受けた試験片のクラック密度

Stress Amplitude (MPa)	N_a/N_f	Crack Density (mm/mm ²)
70	0.6	11.9
	0.8	24.1
90	0.6	2.39
	0.8	3.34
95	0.6	2.47
	0.8	3.22

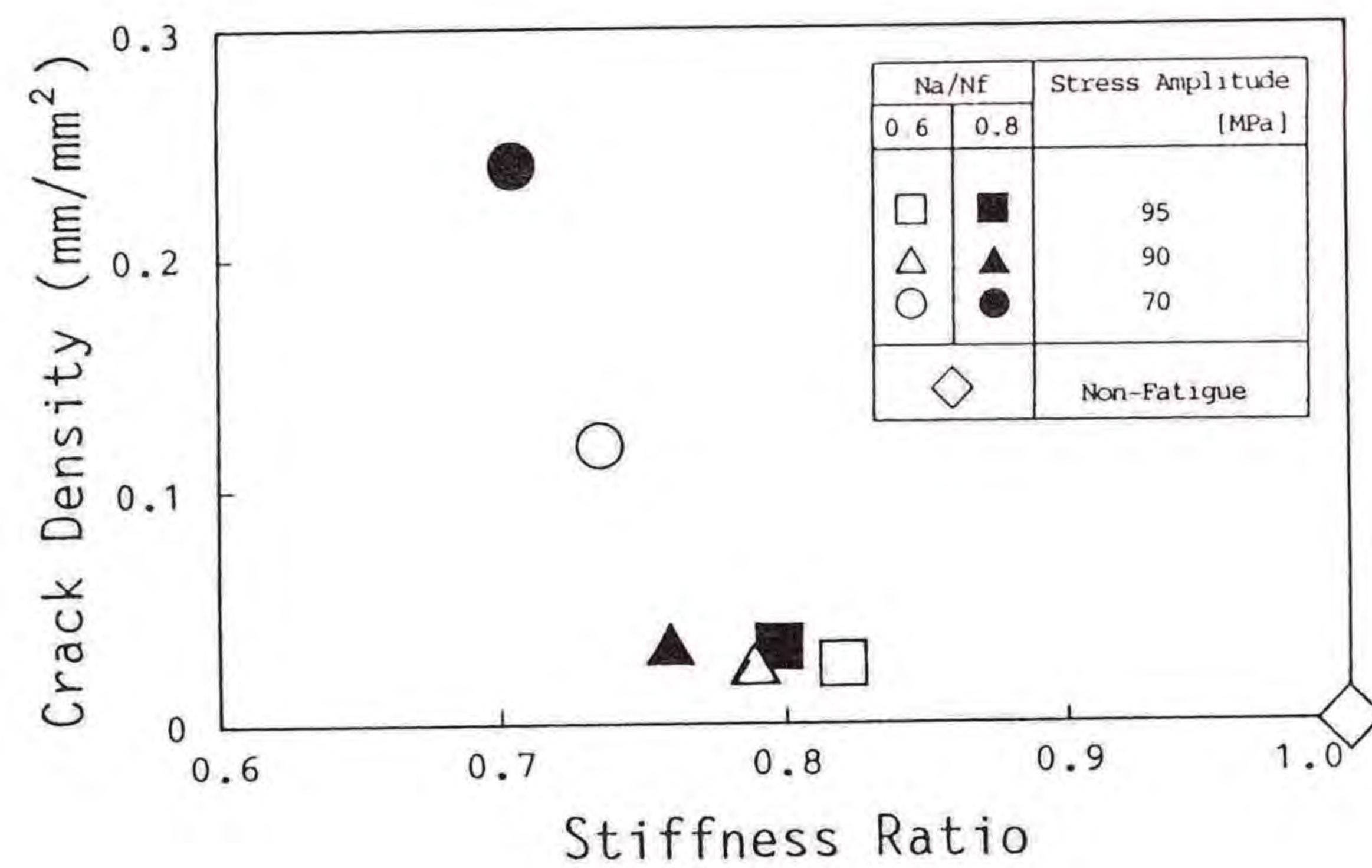


図4.15 クラック密度と剛性保持率の関係

試験片の測定結果を示す。応力振幅が95MPaおよび90MPaの試験片では、クラック密度に大きな違いはないものの、70MPaの試験片ではかなりクラック密度が大きくなっている。次に、クラック密度と剛性保持率の関係を図4.15に示す。図からクラック密度は剛性保持率に対して、応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ の結果から急激に増加することがわかる。したがって、応力振幅90MPa、 $N_a/N_f=0.8$ から応力振幅70MPa、 $N_a/N_f=0.6$ への剛性の低下は少ないが、クラック密度に関してはかなりの差があることがわかる。

図4.16および図4.17に、破壊までの全AEリングダウンカウントとクラック密度の関係および A_H/A_T とクラック密度の関係を示す。AEリングダウンカウントにおいては、応力振幅70MPaと90MPaのクラック密度の違いが現われているが、

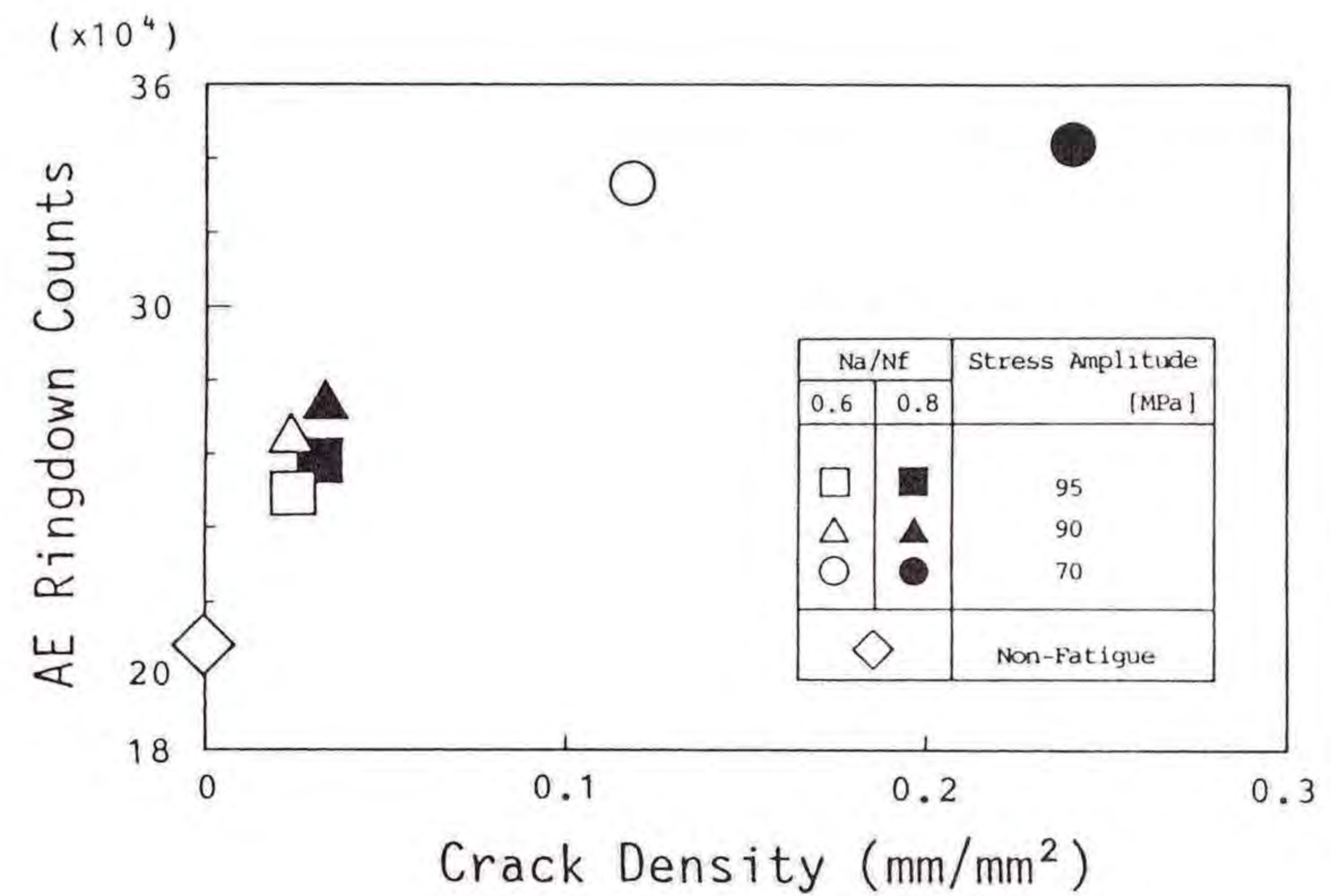


図4.16 全AEリングダウンカウントとクラック密度の関係

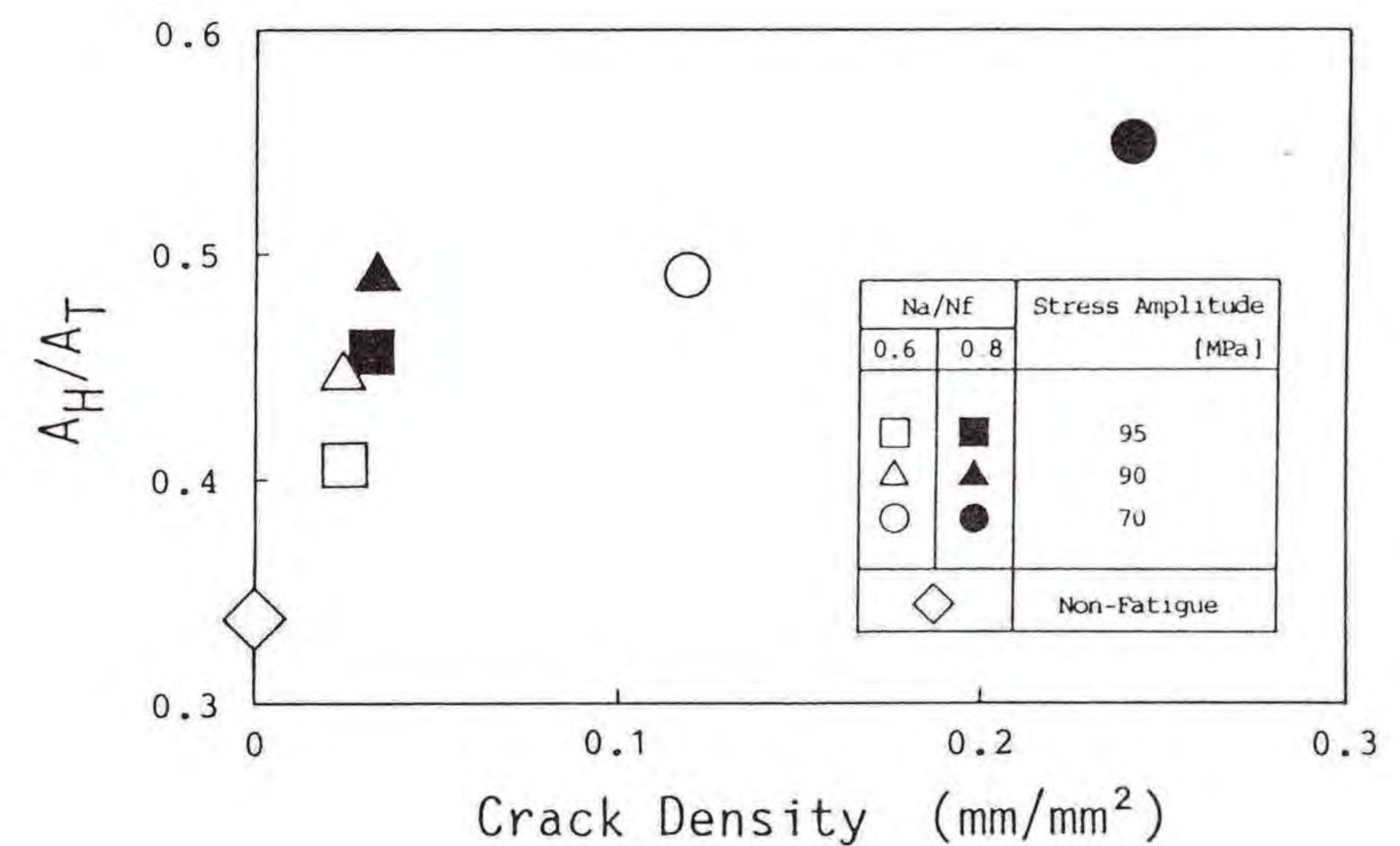


図4.17 A_H/A_T とクラック密度の関係

A_H/A_T においては現われていない。したがって、AEリングダウンカウントは A_H/A_T に比べて、クラック密度の高低によく対応するAEパラメータであることがわかった。

4.4 結言

曲げ疲労負荷を受けたガラスマットFRPについて、静的荷重下における疲労損傷による機械的性質の低下とAE応答の関係を調べるため、異なる応力振幅、異なる負荷繰り返し数の曲げ疲労負荷を試験片に与えて静的曲げ試験を行ない、AE信号を測定した。その結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 残留強度および剛性保持率が低下すると、破壊までの全AEリングダウンカウントが増加する関係があること、また疲労負荷の与え方によってはその関係が異なり、疲労損傷による残留強度と剛性保持率への影響が異なることがわかった。
- (2) 疲労負荷により損傷を受けた場合、80dB以上の振幅のAEイベントが多く発生することがわかった。また、この80dB以上の振幅のAEイベントは、疲労負荷により生じた小さなクラックがガラスマット層1層の厚さ以上の長さのクラックに進展する際に、発生していることがわかった。
- (3) 80dB以上の振幅のAEイベントの全AEイベントに対するカウント比率 A_H/A_T によって、残留強度や剛性保持率の低下をよく表し得ることがわかった。
- (4) AEリングダウンカウントはAEイベントカウント比率 A_H/A_T に比べて、クラック密度の高低によく対応するAEパラメータであることがわかった。

第2編 構造部材としての破壊挙動

第5章 箱型、円筒形状はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における衝撃強度

5.1 緒言

FRPを構造部材に使用する場合、はりとしての使用が考えられるが、その際、比強度、比剛性の点から、中空の薄肉構造にする必要があると考えられる。また、実際の使用においては複合荷重が加わることから、FRP薄肉構造はりにおける複合荷重下の強度特性を明らかにしておく必要がある。FRPの複合荷重下の強度特性に関しては、内圧および軸力による2軸負荷を受ける薄肉円筒に関して実験が行なわれており、その強度特性が調べられている。しかし、FRP薄肉はりが実際に使用された場合に加わる複合荷重は、曲げとねじりの組合せ荷重が考えられる。曲げ荷重が加わる場合には、引張応力と圧縮応力がはりに発生し、それにねじり負荷によるせん断力が加わるとかなり複雑な応力状態となり、その破壊のモードも複雑となることが予想される。まして、FRP薄肉構造はりの衝撃複合荷重下における強度特性については、全く明らかにされていないのが現状である。

そこで、本章では矩形あるいは円形断面のFRP薄肉はりに関して、曲げとねじりのモーメントが組み合わされて働いた場合の静的および衝撃強度特性について実験的に検討した。

5.2 実験方法

5.2.1 試験片

正方形および長方形断面の薄肉箱型はり試験片は、チョップドストランドガラスマット（日本硝子繊維株：REM-450CM）および不飽和ポリエステル樹脂（武田薬品工業株：Polymal 3272）を使用し、プレッシャーバッグ法により成形した。プレッシャーバッグ法とは、薄肉箱型はりを成形するために著者らが新しく考案した成形方法である。以下、その成形方法について説明する。まず、外径32mmの

ポリビニルクロライド円筒をマンドレルとして使用し、その上にポリエステル離型フィルムを巻く。樹脂を含浸させたガラスマットをその上に3層巻き付けた後、マンドレルを引き抜き、ゴムチューブを挿入する。そして、正方形あるいは長方形断面の成形型に入れてゴムチューブに空気を注入し内部から圧力を加え、この状態で80℃の温度で40分硬化させる。硬化後、ゴムチューブの空気を抜いて成形型より取り出す。この方法により、肉厚が一定で長さが200mmの薄肉箱型はり試験片を作成した。試験片の両端60mmの部分は内部をレジンモルタルで固めており、チャッキングにより試験片の破壊を防止している。

また、薄肉円筒試験片はガラス繊維と不飽和ポリエステル樹脂を使用し、FW法により巻き角度45°で成形したGFRP円筒である。試験片の長さは200mmであり、試験機の負荷能力以下で試験片が破壊するように、試験片中央部30mmのみ外周2層を削除した。各試験片の断面形状を図5.1に示す。

5.2.2 実験装置

本研究に使用した実験装置および測定システムの概略図を図5.2に示し、曲げ・ねじり負荷試験機の概略図を図5.3に示す。図5.3において、軸(6)は曲げ荷重を加える場合の支点であり、軸(6)を中心として曲げ方向に回転するようになっている。軸(7)はチャック(8)と一体構造であり、ねじり荷重が加わる場合の回転中心になっている。また、軸(7)は前後方向にもスライドできるように設計され

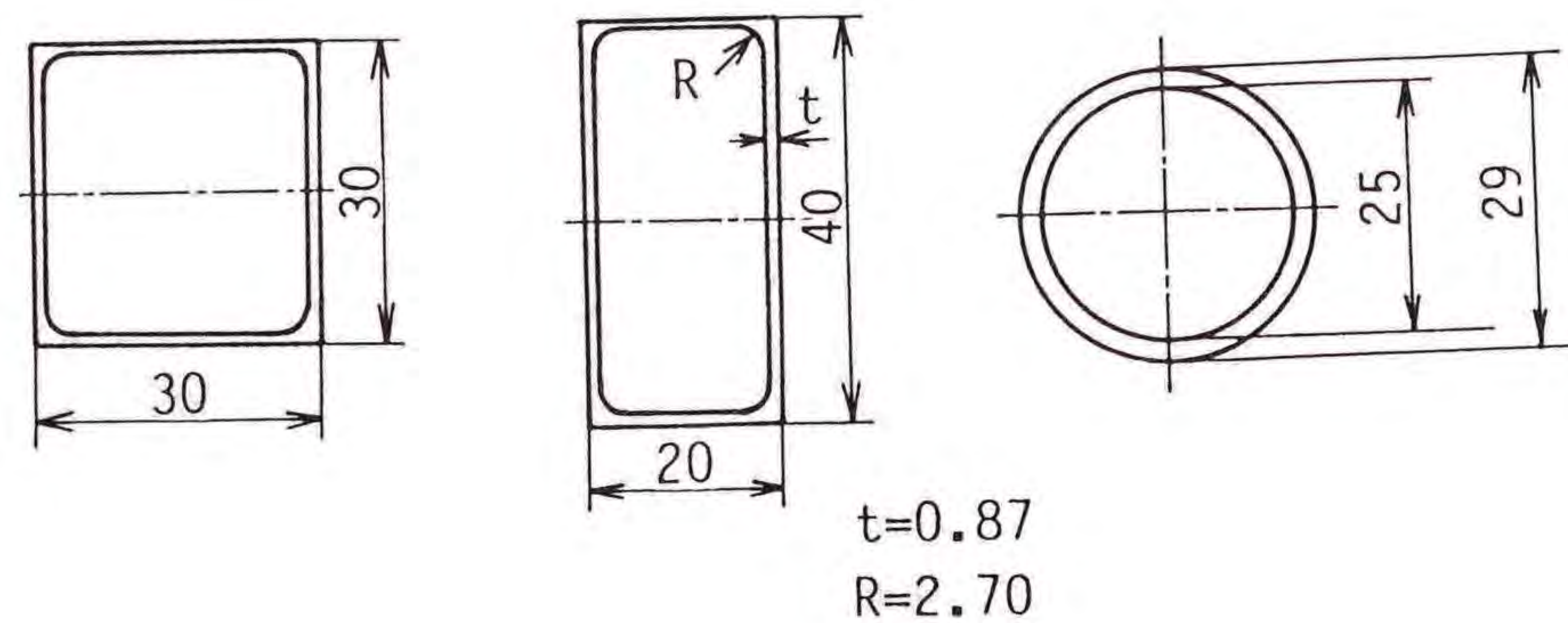


図5.1 試験片の断面

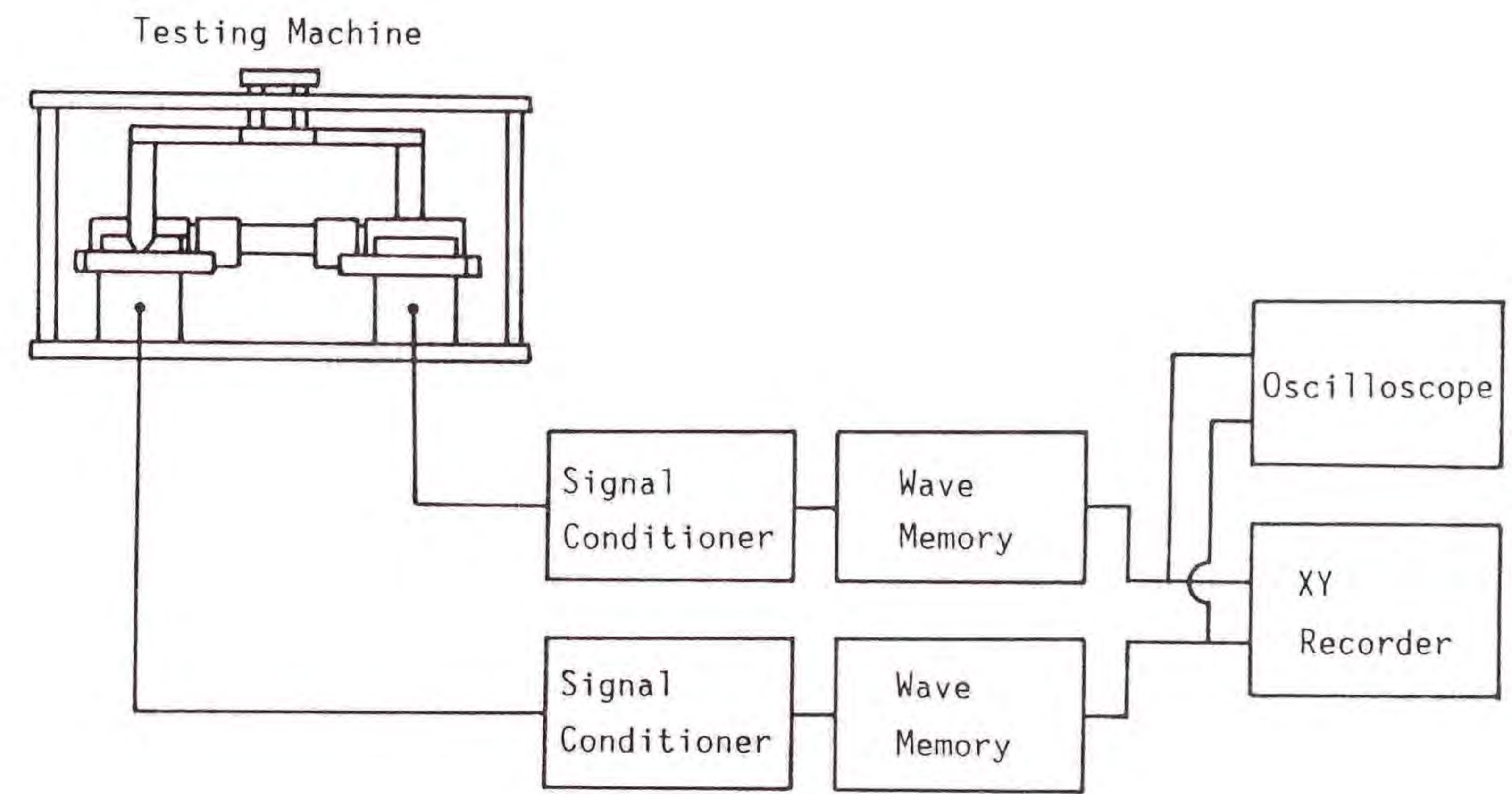


図5.2 実験装置および測定システム

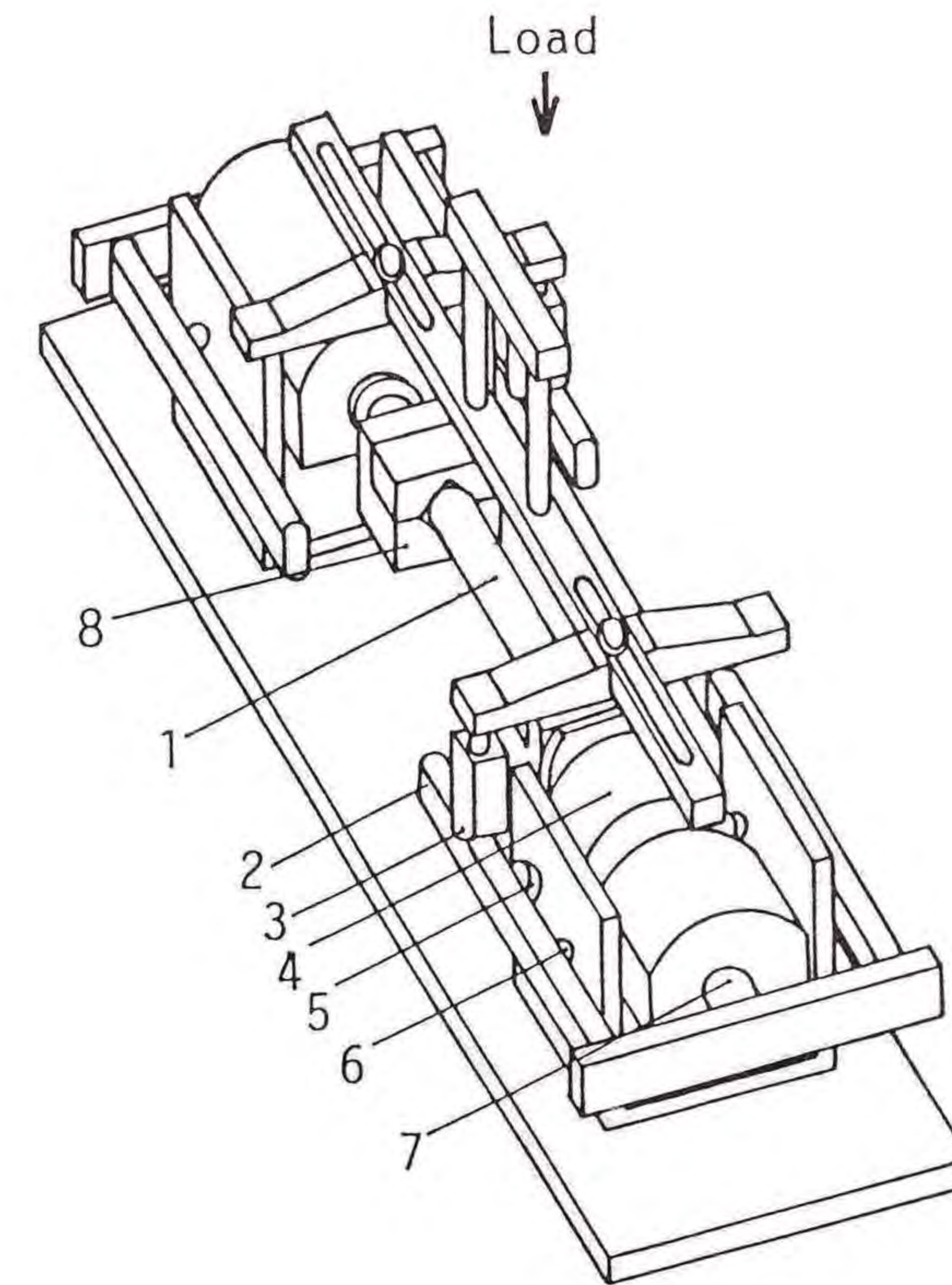


図5.3 曲げ・ねじり負荷試験機

ており、試験片に対し軸方向に拘束力が加わらない。図中の矢印方向に加えられた荷重は圧子(3)を介して軸(7)と一体となった負荷腕(2)に伝達され、チャック(8)に取り付けられた試験片に伝達されるようになっており、軸(6)および軸(7)の回転を拘束することにより、曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり荷重を加えることができる。なお、試験機の容量は、ねじりモーメントとして250Nm、曲げモーメントとして300Nmとなっている。

5.2.3 実験方法

静的負荷試験は、曲げ・ねじり試験機をインストロン型試験機に取り付け負荷速度5mm/minで行なった。衝撃試験では、同じ曲げ・ねじり試験機を本研究室で設計した落錘型の衝撃負荷装置に取り付けて行なった。ひずみとモーメントは、それぞれ試験片と曲げ・ねじり試験機の軸(7)に取り付けたひずみゲージにより測定した。これらの信号を直流増幅器によって増幅し、ウェーブメモリに記憶させ、応力-ひずみ特性を測定した。すべての試験片の破壊モードは、破壊試験片の目視観察により調べた。

また、薄肉はり試験片の静的および衝撃強度を知る上で、薄肉はり試験片を構成しているガラスマットFRP積層板の応力速度依存性を明らかにしておくことが必要となる。そこで、薄肉はり試験片に関して試験を行なう前に、試験片を構成している積層板の引張強度、曲げ強度および面内せん断強度について異なる負荷応力速度条件下で強度測定を行ない、積層板の強度の応力速度依存性を調べた。

5.3 実験結果および考察

薄肉はり試験片を構成している積層板の引張強度、曲げ強度および面内せん断強度に及ぼす負荷応力速度の影響を図5.4に示す。図において、各強度は静的強度に対する比率として表わされている。負荷応力速度と強度の関係は、負荷モードに関係なくほぼ同じ傾きを有する直線によって表すことができる。この関係は次式によって与えられる。

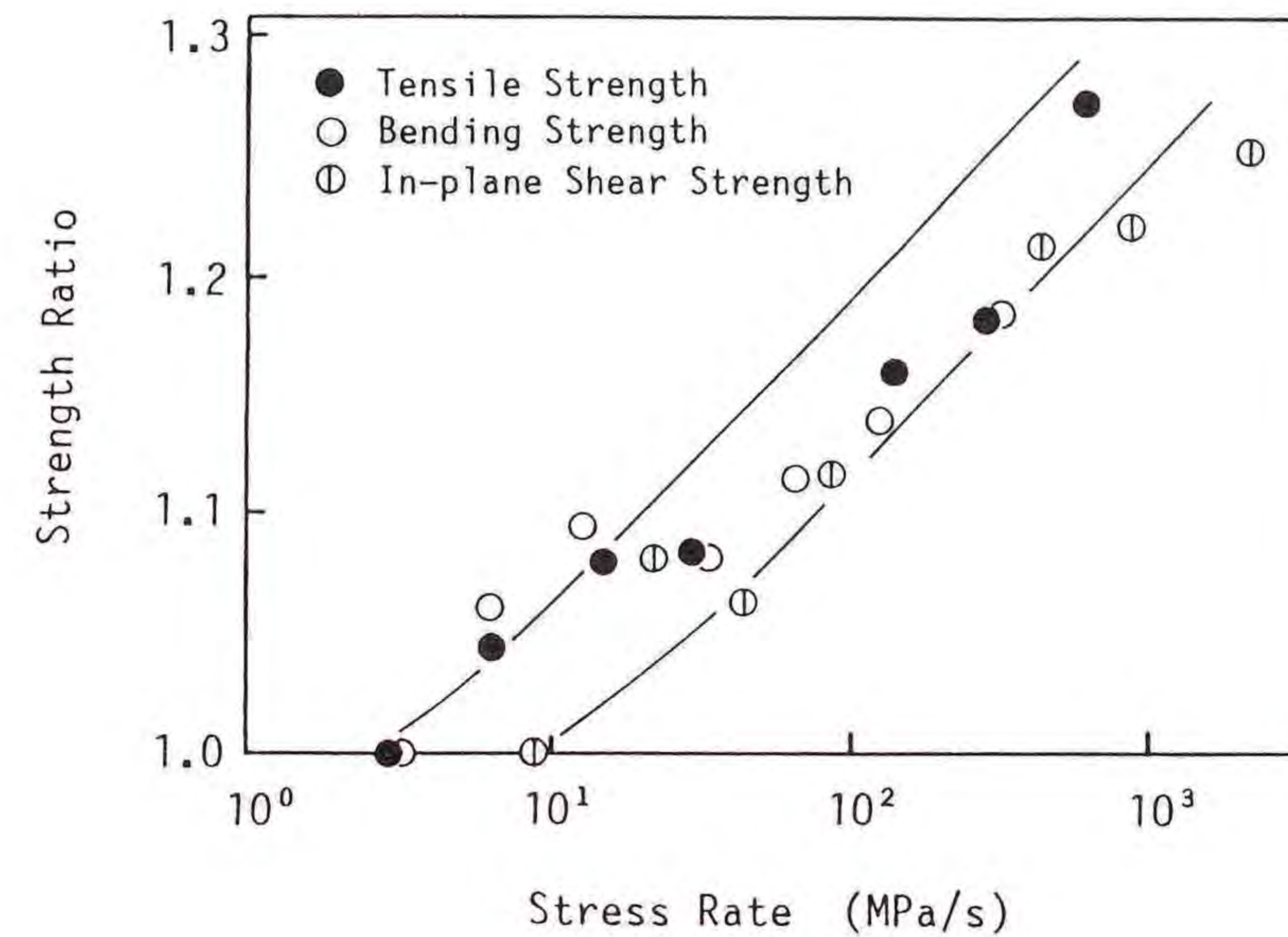


図5.4 薄肉はり試験片を構成している積層板の引張強度、曲げ強度および面内せん断強度の応力速度依存性

$$\sigma_I = \sigma_s \left(\frac{\dot{\sigma}_I}{\dot{\sigma}_s} \right)^\zeta \quad (5.1)$$

ここで、 σ_I = 衝撃強度

σ_s = 静的強度

$\dot{\sigma}_I$ = 衝撃負荷応力速度

$\dot{\sigma}_s$ = 静的負荷応力速度

ζ = 定数

この場合、 ζ は0.0453である。

静的および衝撃曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験において破壊した試験片の破壊モードのスケッチを図5.5に示す。ゲージ長全体にわたって繊維と樹脂の界面のはく離がかなり観察されたものの、静的破壊モードと衝撃破壊モードはよく似た形態を示した。長方形断面の試験片では、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験において、表面が内部にへこんだ変形を示す試験片も時々観察された。円筒試験片においては、曲げ破壊は圧縮応力が加わる側の繊維破断により起こった。一方、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験においては、破壊モードが

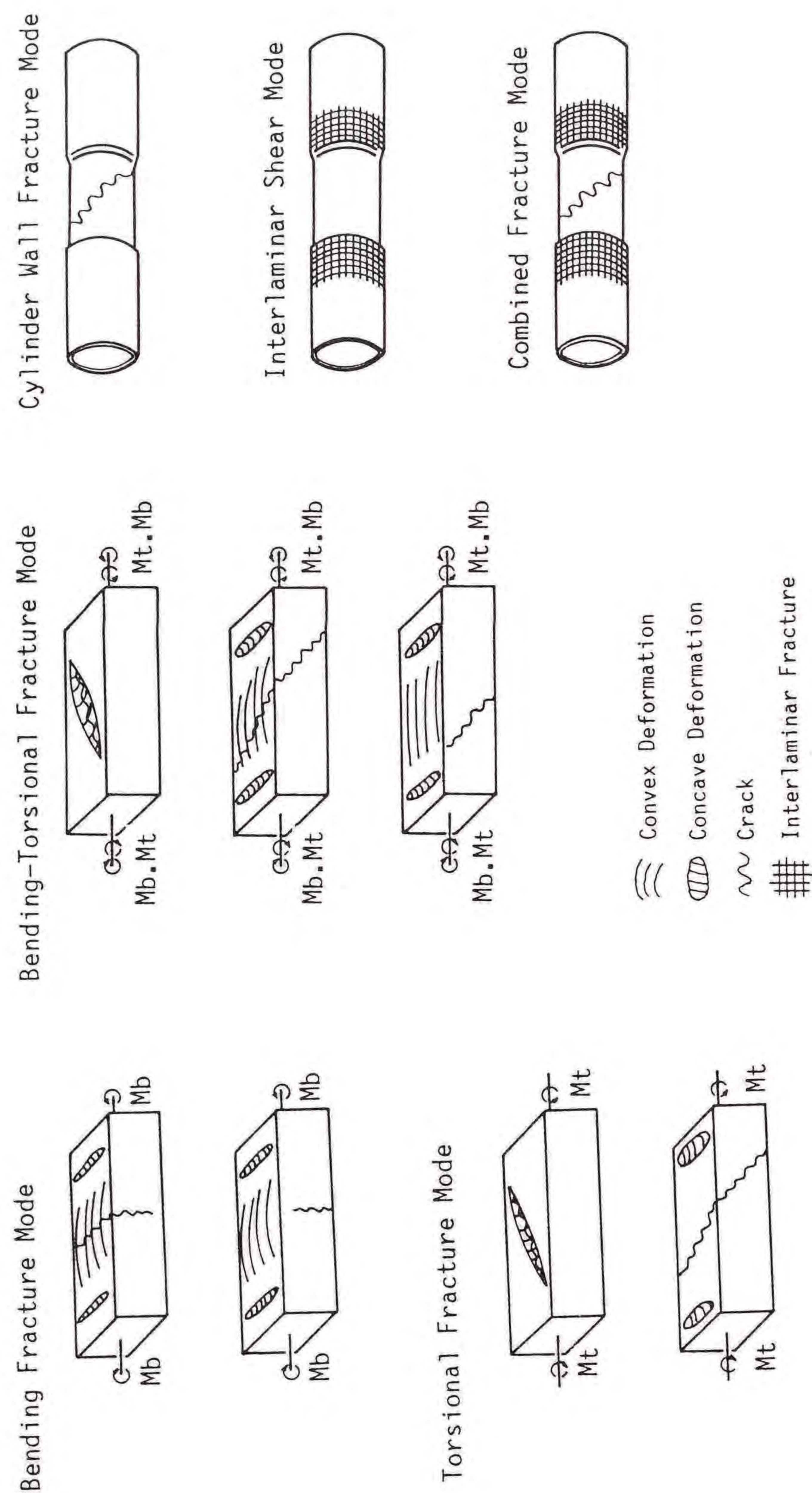


図5.5 破壊試験片の破壊モードのスケッチ

3種類に分かれた。その3種類の破壊モードとは、

- 1) 圧縮側での繊維破断
- 2) 試験片のチャック部分での層間破壊
- 3) 上記のモードの組み合わせられた破壊モード

である。箱型および円筒形状試験片の静的および衝撃組合せ曲げ・ねじり荷重下における強度を図5.6から図5.11に示す。いずれの負荷試験においても、破壊応力は破壊モードによく対応している。最大仕事説によると破壊基準は次式で与えられる。

$$\left(\frac{\sigma_1}{X_1}\right)^2 - \left(\frac{\sigma_1}{X_1}\right)\left(\frac{\sigma_2}{Y_1}\right) + \left(\frac{\sigma_2}{Y_1}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}}\right)^2 = 1 \quad (5.2)$$

ここで、 X_1 、 Y_1 および S_{12} は、それぞれ材料主軸方向の強度および面内せん断強度である。そして、 σ_1 、 σ_2 および τ_{12} は、材料主軸方向の垂直およびせん断応力である。

はりの破壊特性に及ぼす組合せ曲げ・ねじり応力の影響を説明するため、(5.2)式を簡略化して以下の実験式(5.3)式を立てた。

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_b}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_b}\right)^2 = 1 \quad (5.3)$$

ここで、 σ_b と τ_b は曲げおよびせん断強度であり、 σ と τ は曲げおよびせん断応力である。この(5.3)式により計算した結果を、図5.6から図5.11において実線で示している。これらの曲線は実験結果と一致しており、式(5.3)によりFRP薄肉はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における強度を評価できることがわかる。

曲げとねじりのモーメントを同時に受ける要素の応力状態はモールの応力円で表すことができる。主応力 σ_p と主応力が働く方向角 θ は次式で与えられる。

$$\sigma_p = \frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2}$$

そして、

$$\tan 2\theta = \frac{2\tau}{\sigma}$$

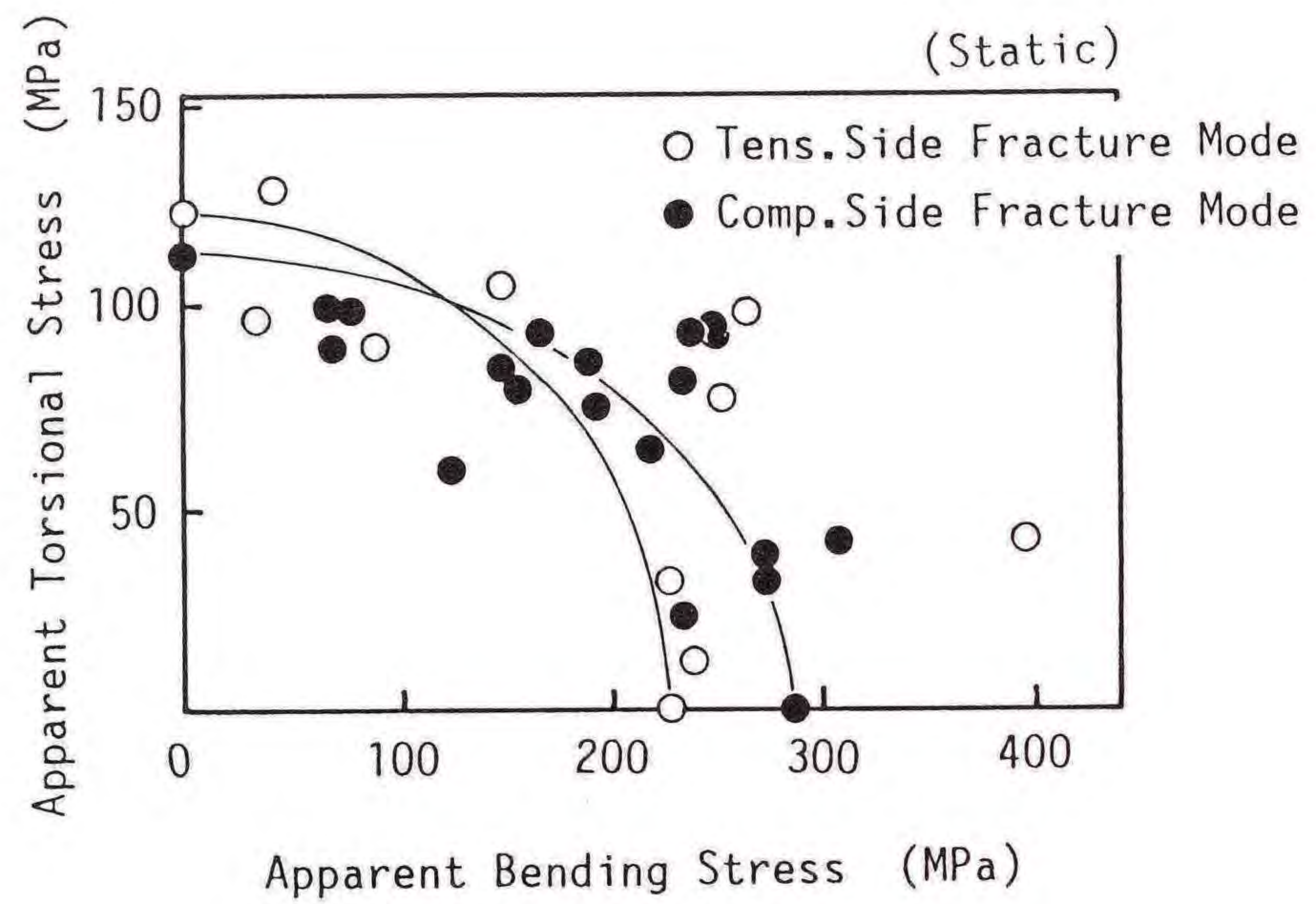


図5.6 正方形断面薄肉はり試験片の静的曲げ・ねじり強度

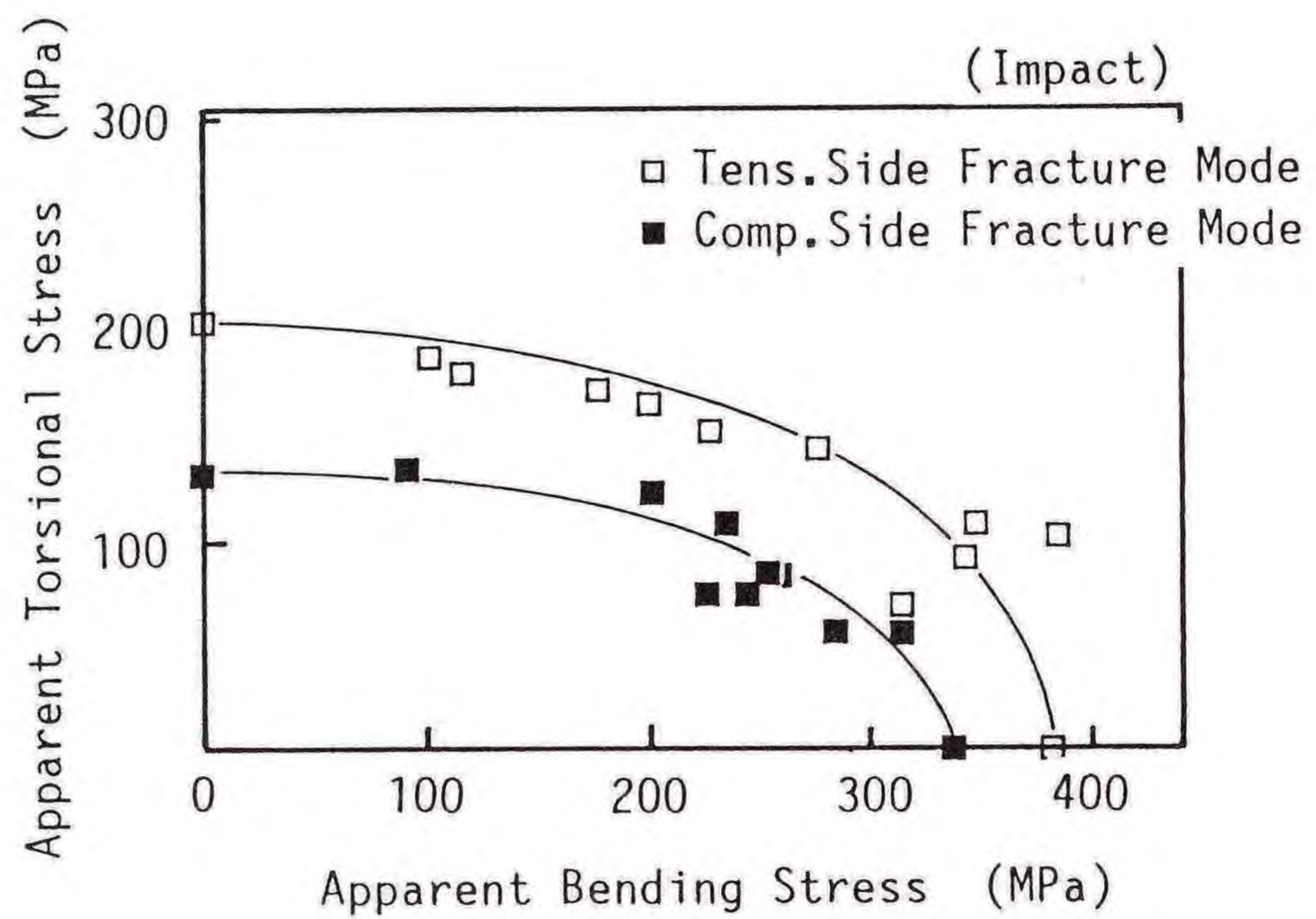


図5.7 正方形断面薄肉はり試験片の衝撃曲げ・ねじり強度

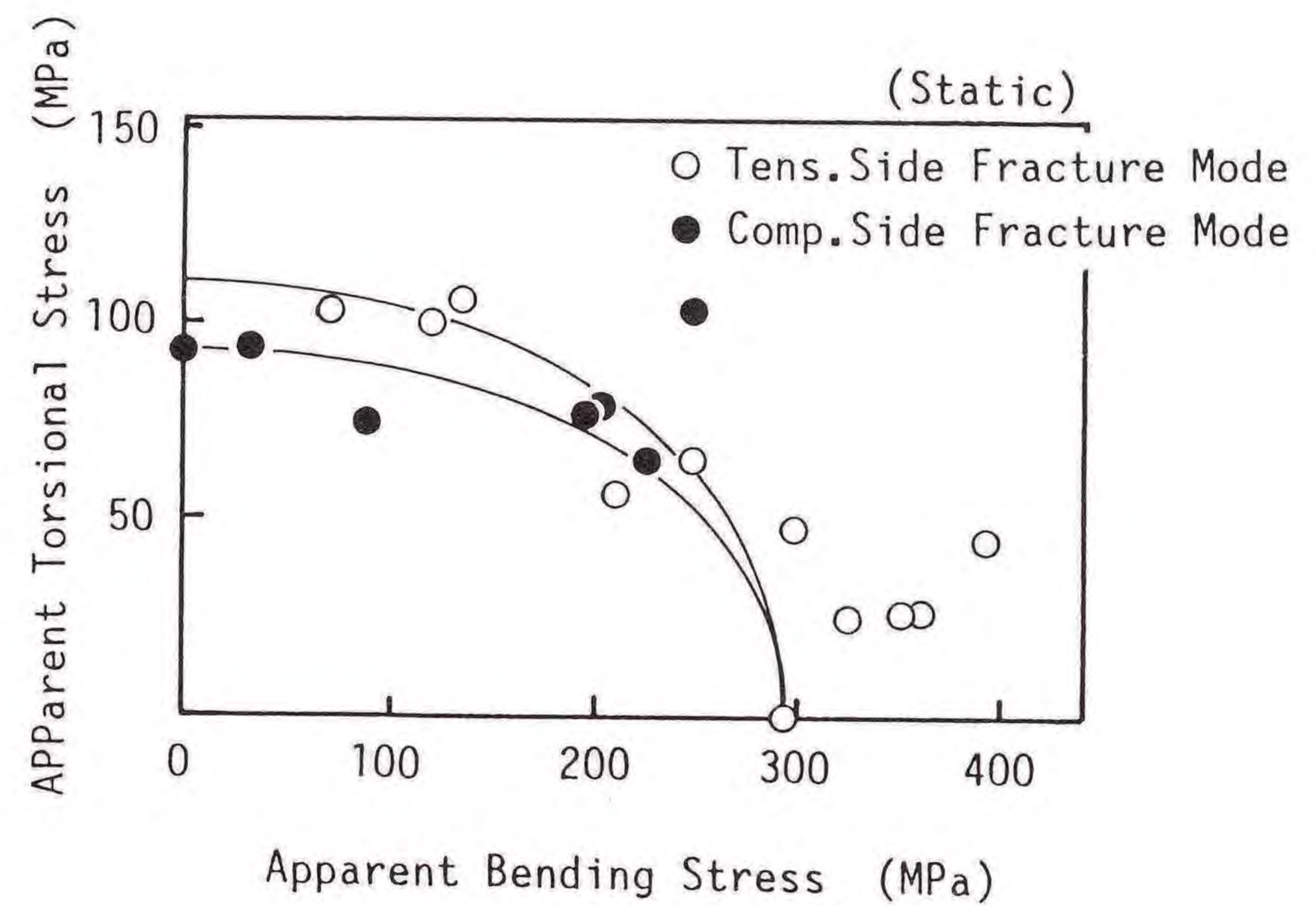


図5.8 長方形断面薄肉はり試験片の静的曲げ・ねじり強度

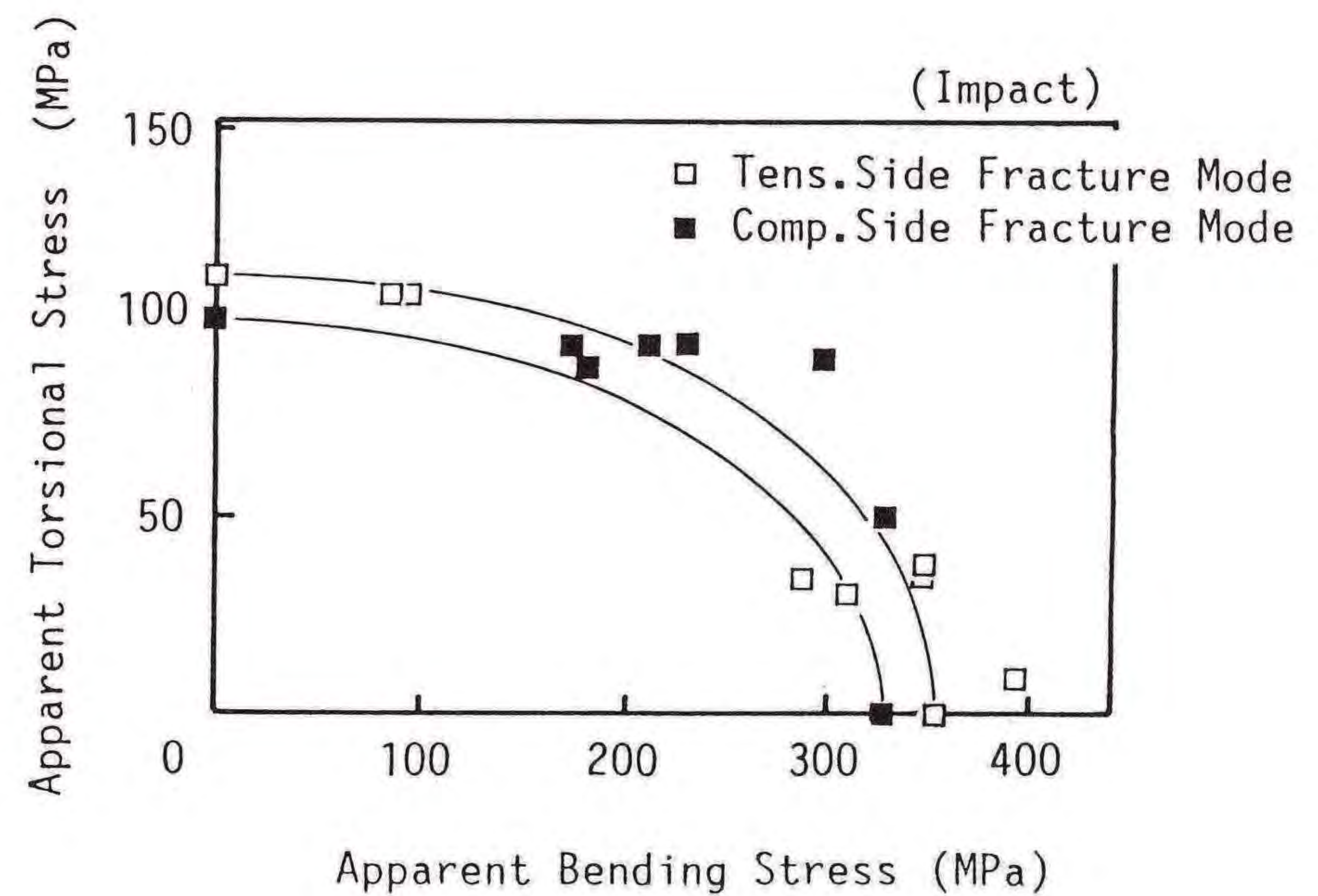


図5.9 長方形断面薄肉はり試験片の衝撃曲げ・ねじり強度

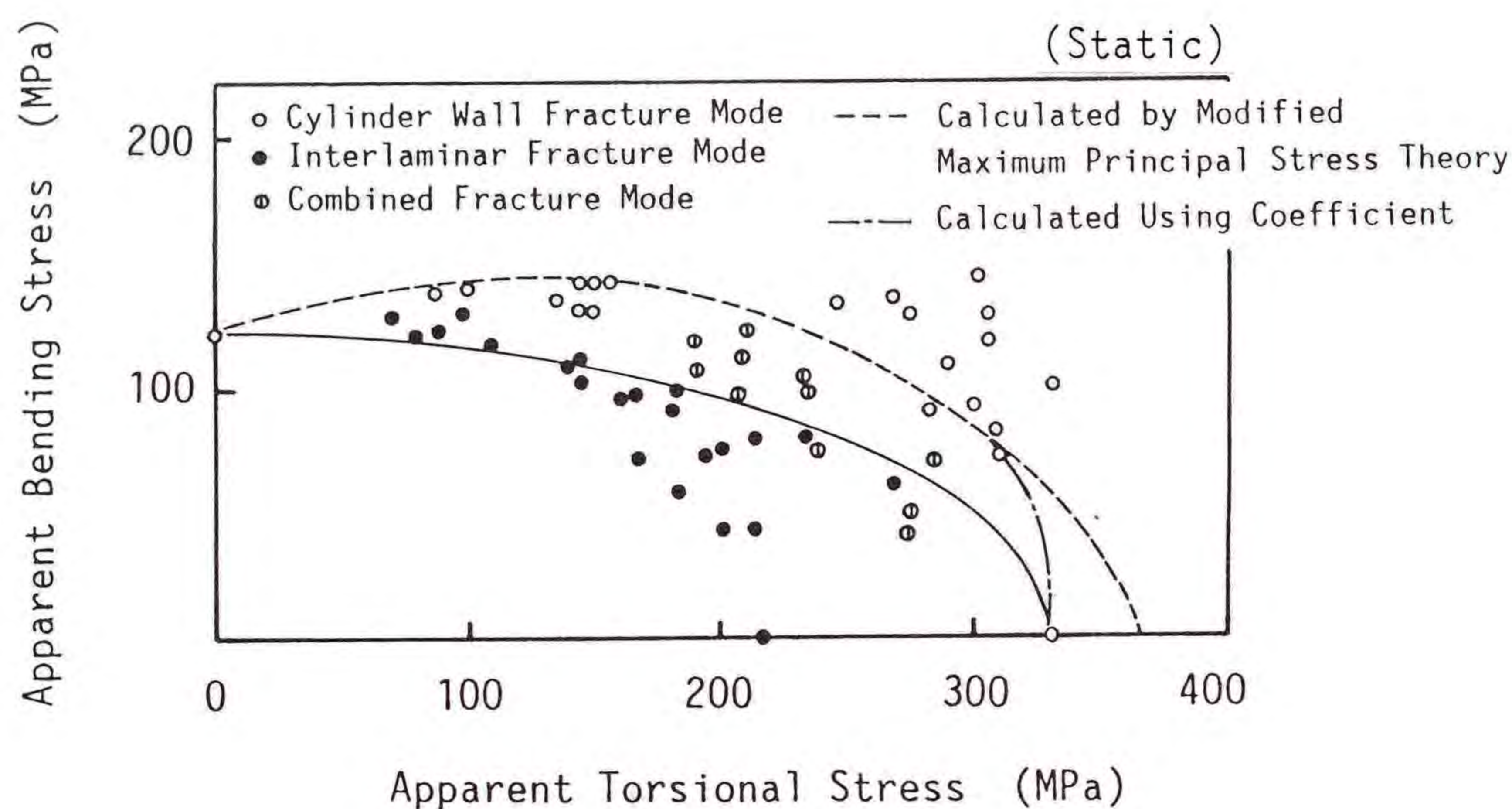


図5.10 円形断面薄肉はり試験片の静的曲げ・ねじり強度

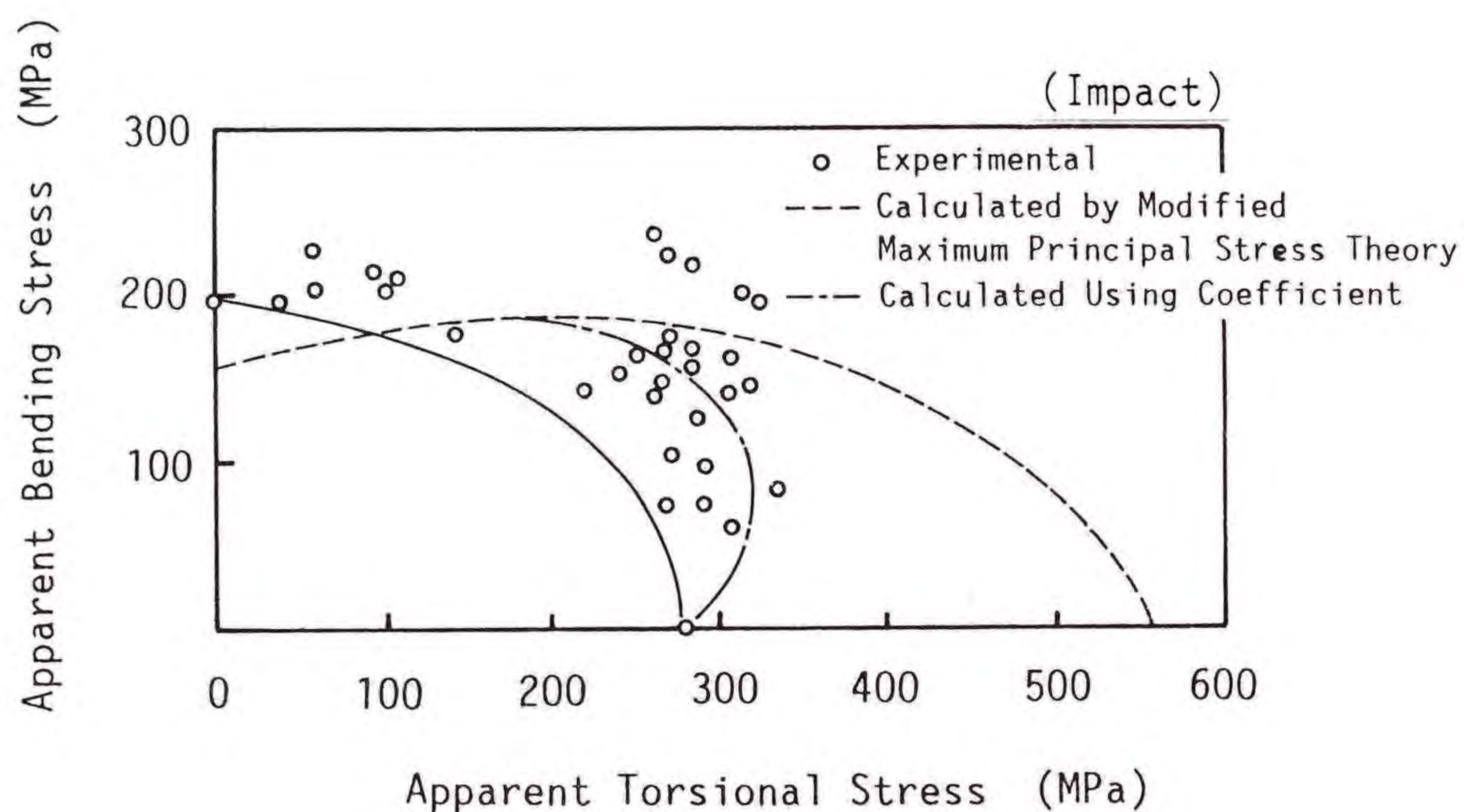


図5.11 円形断面薄肉はり試験片の衝撃曲げ・ねじり強度

したがって、

$$\sigma_p = \frac{\sigma}{2} \left(1 + \sqrt{1 + \left(\frac{2\tau}{\sigma} \right)^2} \right) = \frac{\sigma}{2} (1 + \sqrt{1 + \tan^2 2\theta}) \quad (5.4)$$

ここで、 θ の取る値は、 $45^\circ \geq \theta \geq 0^\circ$ である。

したがって、 θ 方向に働く主応力 σ_p は、同じ方向の強度より大きな値を取ることはない。ここで、(5.4)式における主応力 σ_p を、取り得る最大の主応力 $\sigma_{1 \text{ allow}}$ で置き換えると、 θ 方向における見掛け上の組合せ曲げ・ねじり荷重下の応力は次式のように表せる。

$$\sigma = \frac{2 \sigma_{1 \text{ allow}}}{1 + \sqrt{1 + \tan^2 2\theta}}$$

$$\tau = \frac{\sigma}{2} \tan 2\theta \quad (5.5)$$

上の式を使って静的および衝撃荷重下における見掛けの応力を計算し、その結果を図5.10と図5.11にそれぞれ破線で示した。図において、ねじりモーメントが大きくなるほど計算結果と実験結果との不一致が大きくなっている。衝撃荷重下においてこの傾向はより大きくなっており、破壊モードにも依存している。したがって、曲げモーメントに対するねじりモーメントの比率が大きくなるほど、主応力に対して修正を加える必要がある。最大主応力に修正を加えることにより、(5.5)式より見掛けの応力は次式で表すことができる。

$$\sigma = \frac{2 \eta \sigma_{1 \text{ allow}}}{1 + \sqrt{1 + \tan^2 2\theta}}$$

$$\eta = \sqrt[3]{\frac{\sigma_e}{\sigma_b}} \quad (\text{静的負荷条件})$$

$$\eta = \frac{1}{2.1} 2^{(\sigma_e/\sigma_b)} \quad (\text{衝撃負荷条件}) \quad (5.6)$$

ここで、 σ_b は静的あるいは衝撃曲げ強度であり、 σ_e は見掛けの静的あるいは衝撃曲げ強度である。図において、(5.6)式により計算した結果を一点鎖線で示している。この修正を加えることにより、特に衝撃負荷における実験結果をよりよく表すことができることがわかる。

5.4 結言

本章では、静的および衝撃組合せ曲げ・ねじり荷重をFRP薄肉はり試験片に加え、その強度特性を調べた。その結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 正方形および円形断面薄肉はりにおいては、衝撃強度が静的強度を上回るこ
とがわかった。
- (2) 静的および衝撃試験において種々の破壊モードが確認され、その破壊モード
と破壊強度の間に対応があることがわかった。
- (3) FRP薄肉はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における 衝撃強度を予測するた
めに、本章で検討した2つの破壊基準は有効であることがわかった。

第6章 平板接着継手の破壊挙動

6.1 平板接着継手の静的荷重下の破壊挙動

6.1.1 緒言

接着継手においては接合を接着剤によって行なうため、接着剤の硬化状態および被着材と接着剤との界面における接着の状態など欠陥を生じやすい点が多く、その信頼性が問題となっている。そこで、超音波により接着部のはく離などの欠陥を非破壊的に検査する方法が研究されているが、はく離などの大きな欠陥については検出が可能であるが、接着剤の硬化不良などについては検出できないのが現状である。

そこで、本節では材料中の微細な破壊現象を検出できるAE法を使って、接着継手の破壊過程における損傷の進展をモニタリングすることを目的とした。実験においては、2種類の継手形式、2種類の被着材について繰り返し負荷試験を行い、AE測定を行なった。また、接着端部の応力集中を減少させ、継手の強度を向上させる方法として考えられる接着端部をテーパ形状にすることの破壊過程への影響についても検討した。

6.1.2 実験方法

6.1.2.1 試験片

本節で用いた接着継手試験片では、第1編で用いたチョップドストランドガラスマットあるいはガラスローピングクロス（日本硝子繊維㈱；REW-320M）を強化繊維とし、不飽和ポリエステル樹脂をマトリックスとする2種類の積層板を被着材として用いた。被着材の接着には、ポリアミドアミンを硬化剤としたビスフェノールA型エポキシ樹脂接着剤を使用し、硬化温度は60℃、硬化時間は48時間とした。継手試験片の形状と寸法を図6.1.1に示す。継手形式は Single Lap Joint（以下、シングルラップ継手と称す）および Double Butt Strap Joint（以下、ダブルバット継手と称す）の2種類であり、接着端部にテーパのある試験片も用

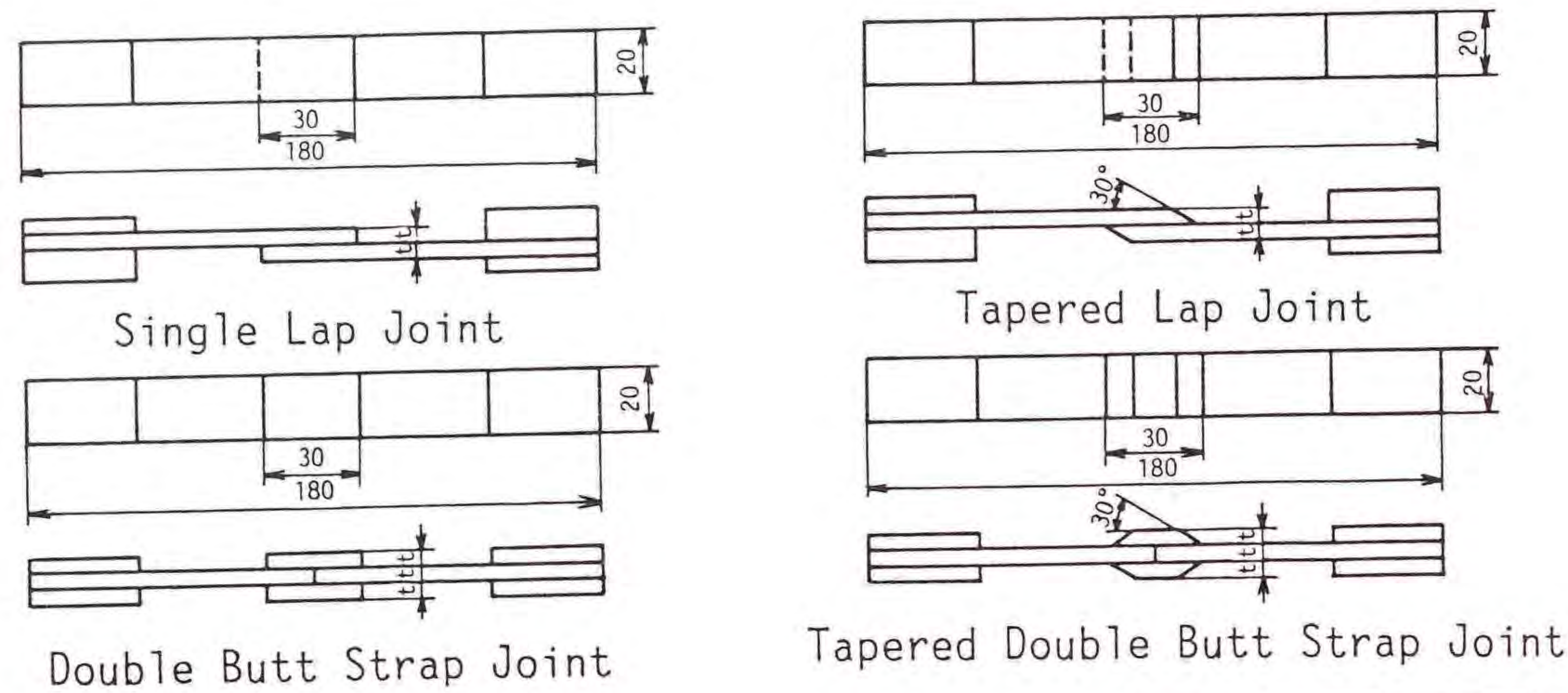


図6.1.1 接着継手試験片

表6.1.1 接着継手試験片の名称

Specimen	Adherents	Tapered(T) or Non-tapered(N)	Type of Joints
ML	Mat	N	Single Lap
MTL	Mat	T	
RL	Roving	N	
RTL	Roving	T	
MD	Mat	N	Double Butt Strap
MTD	Mat	T	
RD	Roving	N	
RTD	Roving	T	

意した。したがって、合計8種類の継手試験片について実験を行なった。継手試験片の名称を表6.1.1に示す。比較のため、被着材に使用した積層板についても接着継手試験片と同様の実験を行なった。MPL、RPL、MPDおよびRPD試験片は、それぞれMLおよびMTL試験片、RLおよびRTL試験片、MDおよびMTD試験片、RDおよびRTD試験片との比較のために準備した平板試験片である。接着継手試験片の被着材に使用したガラスクロスFRPの機械的性質

表6.1.2 ガラスクロスFRP積層板の機械的性質

Young's Modulus (GPa)	Tensile Strength (MPa)	Fiber Contents (Vol.%)
26.1	437	47.3

を表6.1.2に示す。

6.1.2.2 実験方法

継手試験片の引張強度の測定にはインストロン型試験機を使用し、5MPa/sの一定の応力速度で実験を行なった。また、接着継手の破壊過程における損傷の進展をAE法により測定するため、繰り返し負荷試験を行なった。まず、継手試験片の静的強度の約65%から80%に相当する荷重を第1サイクルにおいて負荷し、続く負荷サイクルにおいては、強度の5%に相当する荷重を順次増加させながら繰り返し負荷を行なった。そして、各負荷サイクルにおけるAE信号を測定した。また、比較のため、平板試験片についても継手試験片と同じ条件で繰り返し負荷試験を行なった。本研究における測定システムの概略を図6.1.2に示す。測定したAEパラメータは、AEリングダウンカウント、AE振幅分布およびAE信号発生位置である。AEリングダウンカウント測定においては、1チャンネルのAE測定装置を使用し、AE振幅分布およびAE信号発生位置の測定には、2チャンネルのAE測定装置を使用した。AE信号発生位置は、2つのAEセンサへの信号の到着時間差より求めた。

6.1.3 実験結果および考察

6.1.3.1 破壊荷重

接着継手試験片の破壊荷重を表6.1.3に示す。シングルラップ継手においては、接着端部にテーパのあるMTL試験片はテーパのないML試験片より約10%高い破壊荷重を示した。しかし、RL試験片においては、接着端部のテーパの影響は

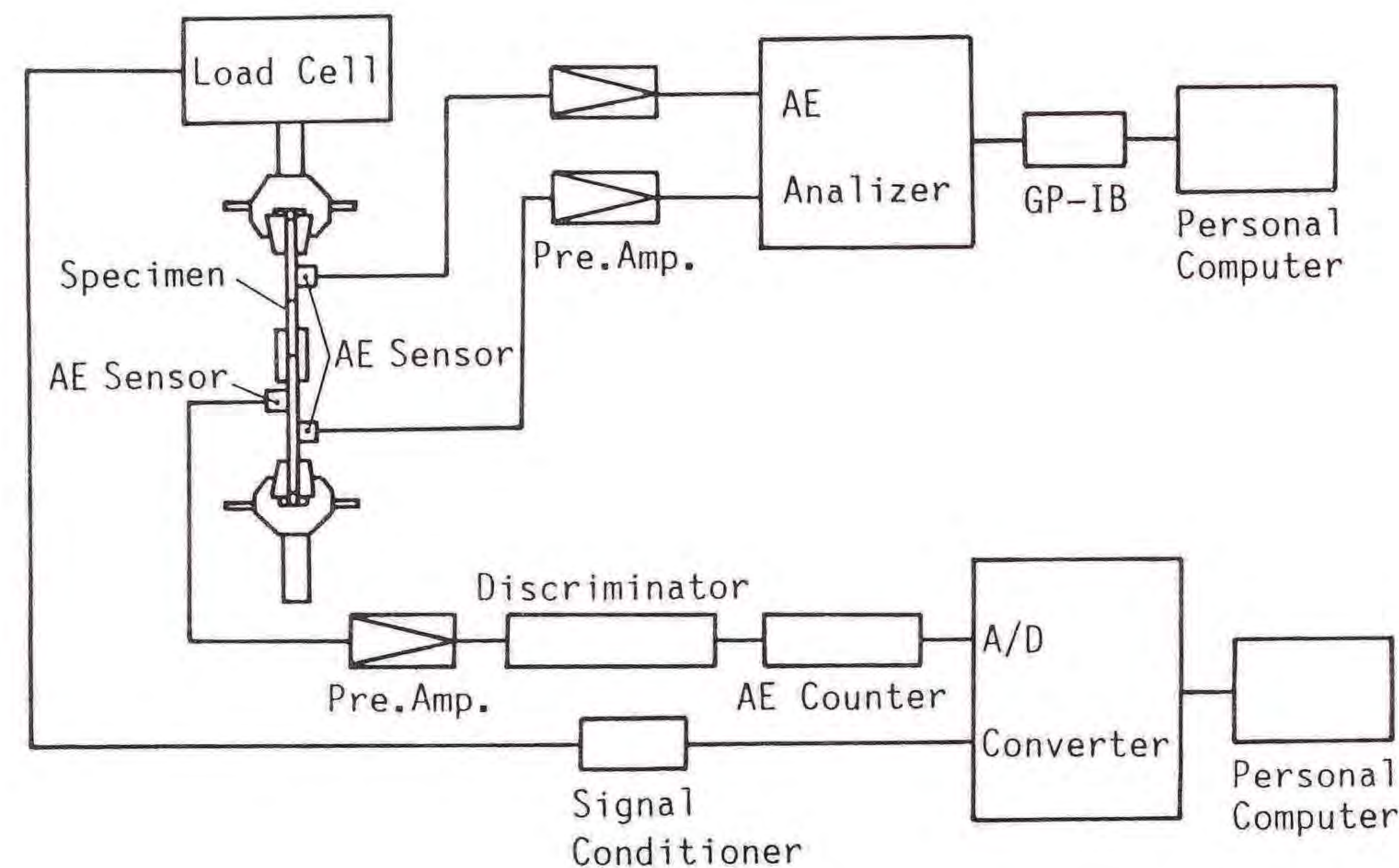


図6.1.2 AE測定システム

表6.1.3 接着継手試験片の破壊荷重

Specimen	Failure Load (kN)	Failure Load Ratio (Tapered/Non-tapered)
ML	5.14	
MTL	5.64	1.10
RL	6.10	
RTL	6.22	1.02
MD	9.83	
MTD	9.65	0.98
RD	7.84	
RTD	6.76	0.86

見られなかった。次に、ダブルバット継手においては、接着端部にテーパのあるMTD試験片の破壊荷重がテーパのないMD試験片とほぼ同じ値を示した。しかし、接着端部にテーパのあるRTD試験片においてはテーパのないRD試験片より約14%破壊荷重が低下した。

以上、ガラスマットFRPシングルラップ継手の場合、接着端部のテーパによる接着端部の応力集中低下により破壊荷重が上昇した。しかし、ダブルバット継手においては接着端部のテーパの強度への影響は見られなかった。一方、ガラスクロスFRPダブルバット継手の場合、接着端部をテーパ形状にすることにより継手試験片の強度が低下した。シングルラップ継手においては接着端部のテーパの影響は見られなかった。これらの結果より、接着端部をテーパ形状にすることによって、必ずしもテーパがない場合より強度が上昇するわけではなく、場合によってはテーパにより強度が減少することもあり得ることがわかる。

6.1.3.2 AEリングダウンカウント

(a) シングルラップ継手

図6.1.3と図6.1.4に、シングルラップ継手の負荷サイクルに対する典型的なAEリングダウンカウントの変化を示す。これらの図において、横軸は負荷サイクル、縦軸はAEリングダウンカウントを示している。ML試験片の接着端部におけるはく離は第5サイクルに起こっており、MTL試験片においては第4サイクルに起こっていることが試験中の目視観察により確認できた。このはく離現象は図6.1.3におけるAEリングダウンカウントの急激な増加に現われている。はく離発生後は、テーパのあるMTL試験片の方が、テーパのないML試験片より多くのAEリングダウンカウントを発生している。一方、RL試験片では接着端部におけるはく離は、第4サイクルにおいて、RTL試験片では第3サイクルにおいて発生した。ガラスクロスFRP接着継手におけるAEリングダウンカウントははく離が起こった場合、ガラスマットFRP接着継手におけるほど急激に増加しない。第1サイクルにおいては、RTL試験片のAEリングダウンカウントはRL試験片のAEリングダウンカウントの半分である。しかし、はく離発生後は、MLおよびMTL試験片の方がRLおよびRTL試験片より多くのAEリングダ

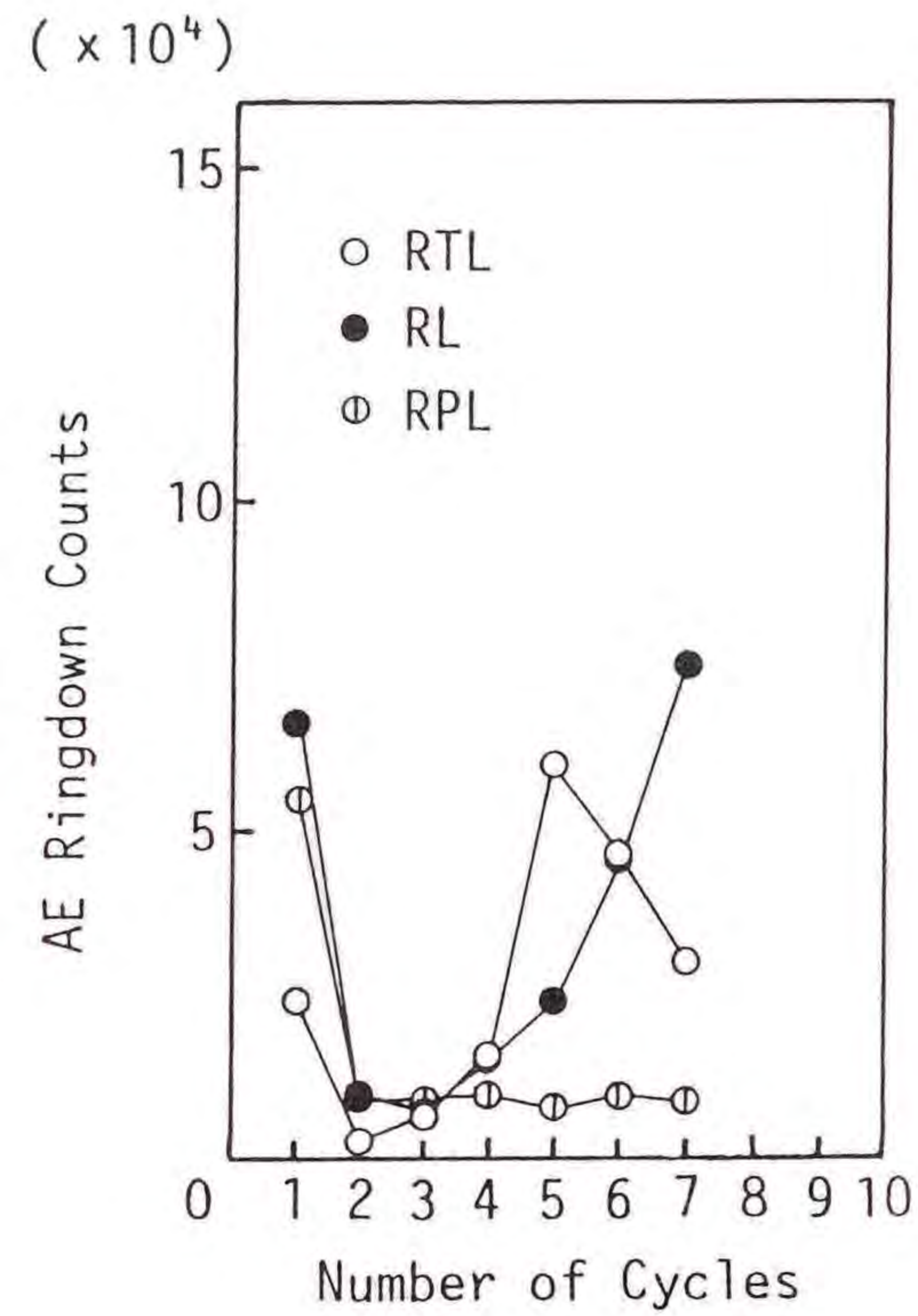
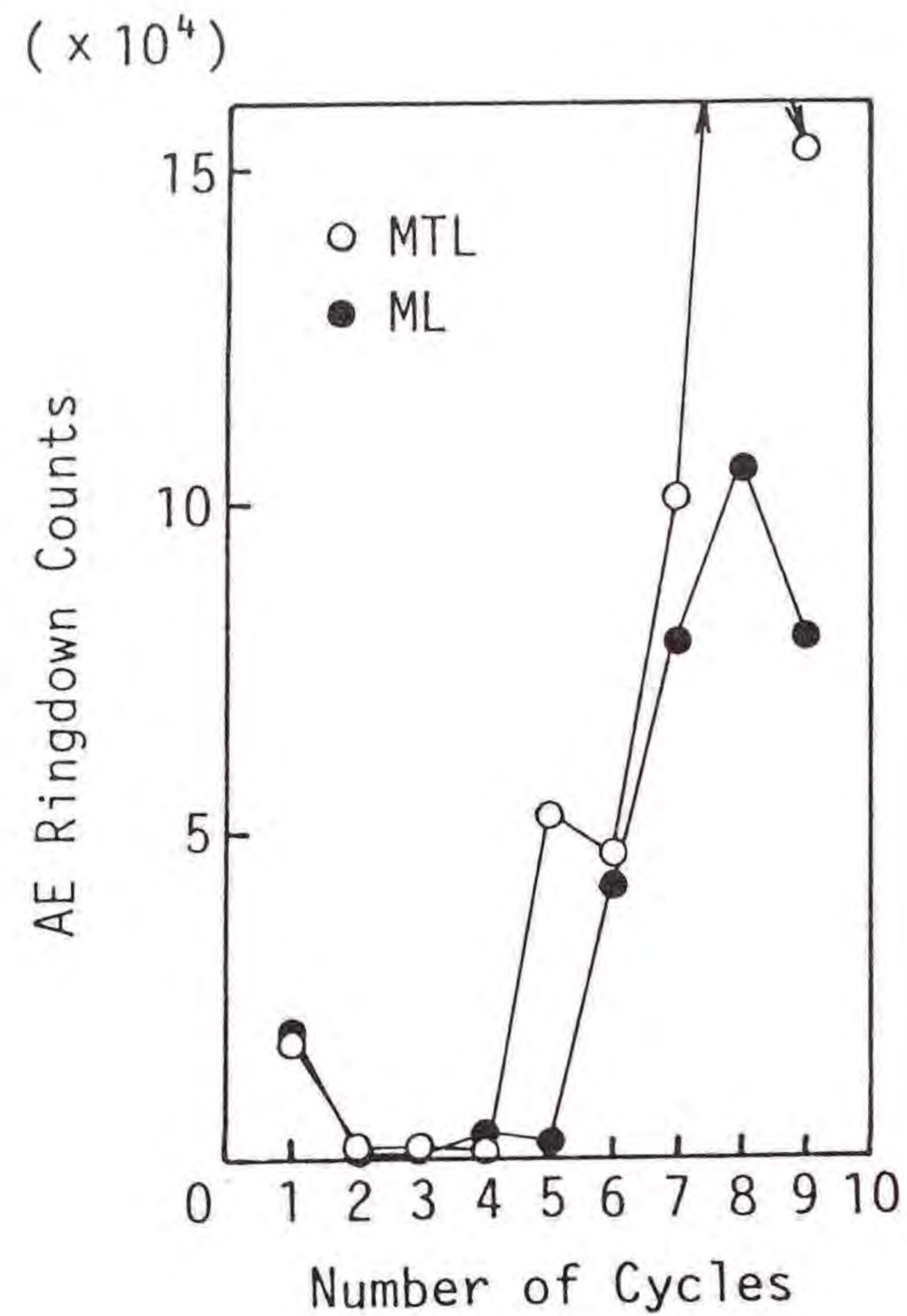


図6.1.3 MLおよびMTL試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAEリングダウンカウントの変化

図6.1.4 RLおよびRTL試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAEリングダウンカウントの変化

ウンカウントを発生している。ガラスクロスFRP積層板は、ガラスマットFRP積層板より繊維層と樹脂層がはっきり分かれている。したがって、接着部のはく離の発生においては、繊維と樹脂の間のはく離が支配的となる。一方、ガラスマットFRP積層板よりなる接着継手においては、繊維と樹脂のはく離以外の破壊モードが含まれると考えられる。以上のことより、破壊モードの相違がAE応答の違いとなって現われていることがわかった。

(b) ダブルバット継手

ガラスマットFRPおよびガラスクロスFRPダブルバット継手のAEリングダウンカウント測定結果の1例を、図6.1.5および図6.1.6に示す。図において、横軸は負荷サイクル、縦軸は第1負荷サイクルにおけるAEリングダウンカウ

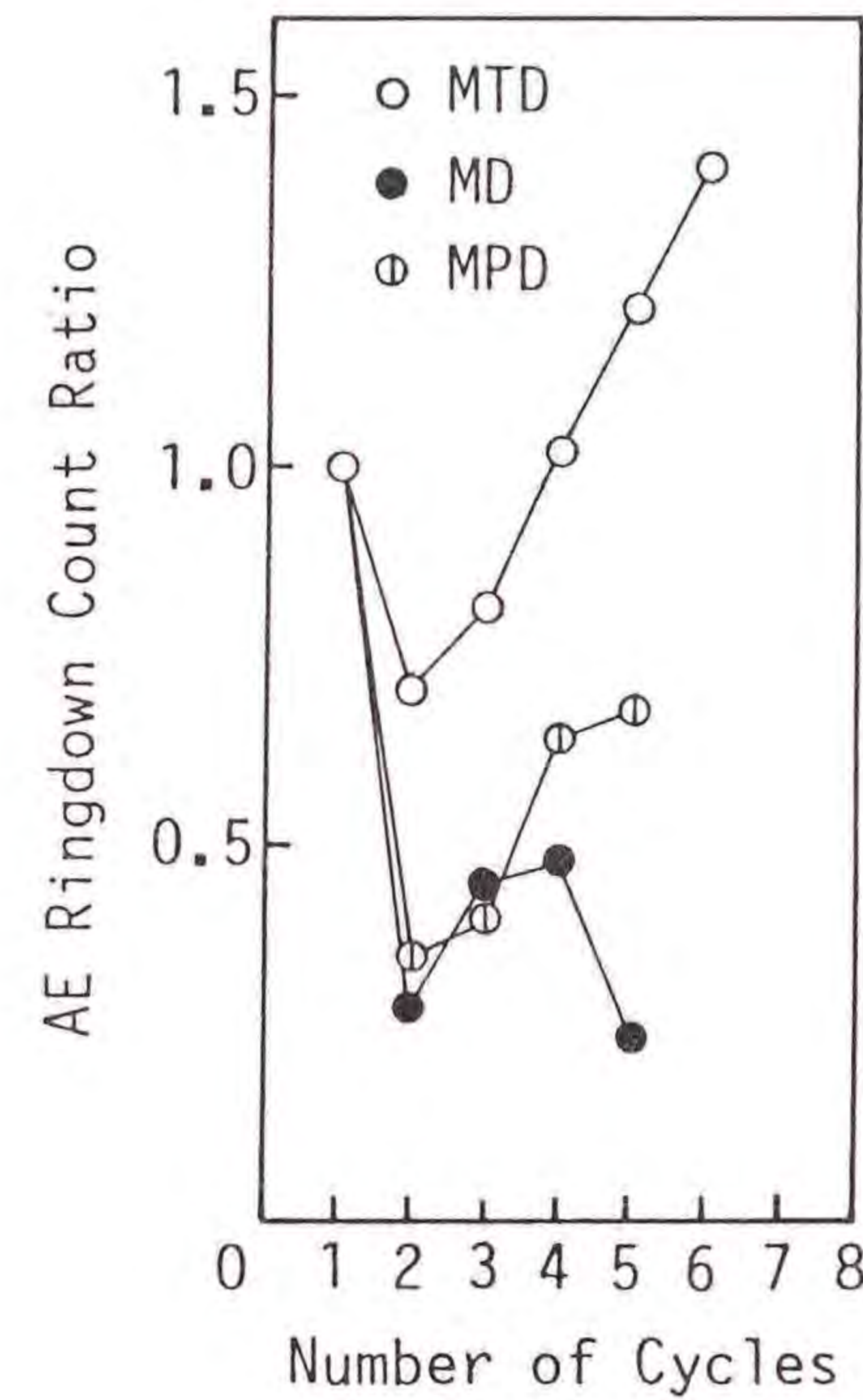


図6.1.5 MDおよびMTD試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAEリングダウンカウントの変化

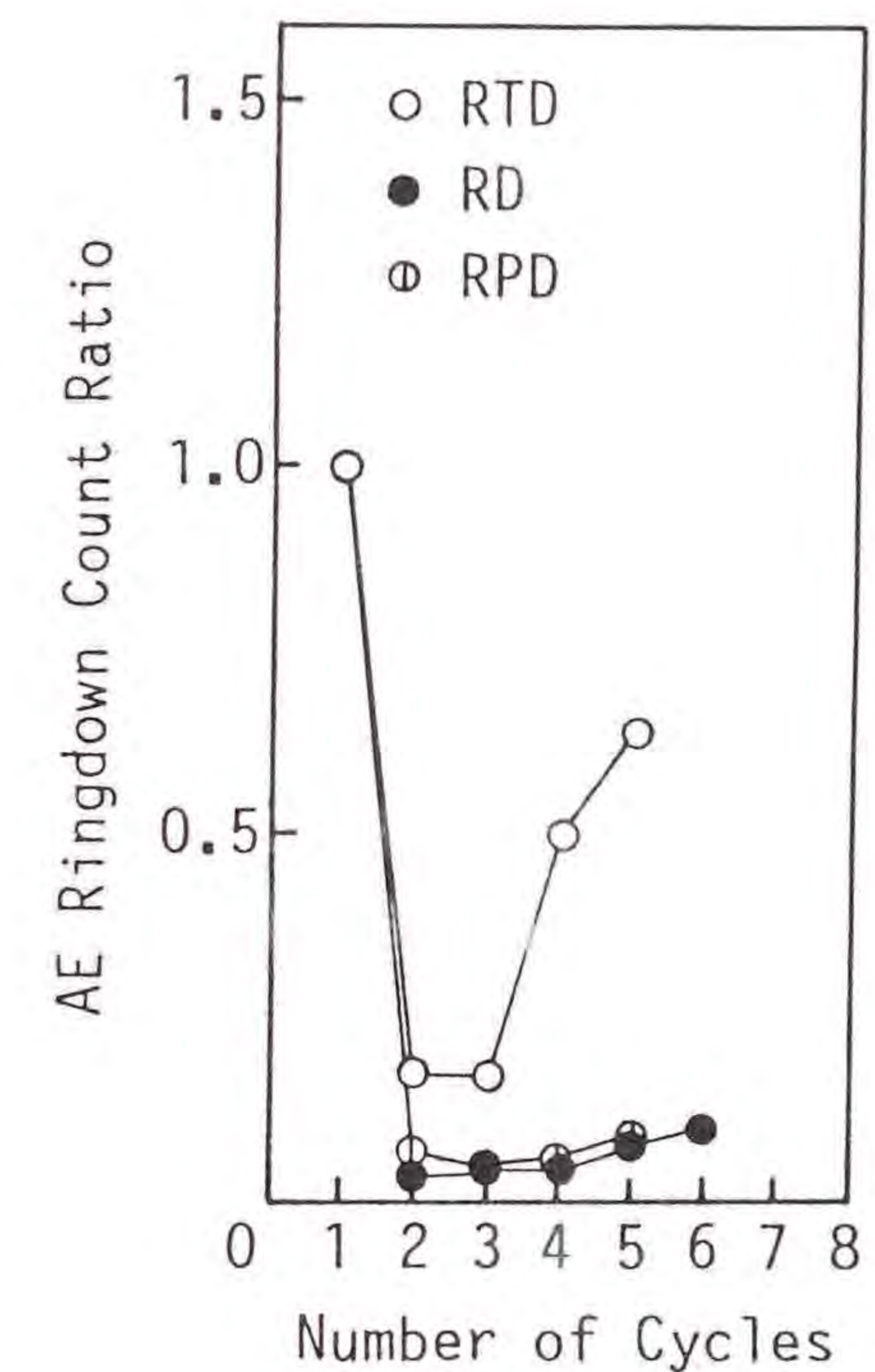


図6.1.6 RDおよびRTD試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAEリングダウンカウントの変化

トに対する比率で表したAEリングダウンカウントを示している。MTD試験片においては、第2サイクルでAEリングダウンカウントが減少し、その後試験片の破壊まで徐々に増加している。MD試験片においては、第2サイクルにおいてMTD試験片より急激にAEリングダウンカウントが減少し、その後増加しているが増加の割合はMTD試験片に比べるとかなり小さい。第2サイクル以降のMPD試験片のAEリングダウンカウントの増加の割合は、MDおよびMTD試験片の中間の増加の割合を示した。これらの結果より、第2サイクル以降、MTD試験片の方がMD試験片よりAEリングダウンカウント増加の割合が大きいことは、負荷の増加につれてMTD試験片の方がMD試験片より損傷領域が大きくなっていることを示していると考えられる。図6.1.6において、RTD試験片のAEリングダウンカウントは第4サイクルにおいて急激に増加し、試験片は第5サイクルで破壊している。一方、RD試験片のAEリングダウンカウントは、負荷

サイクルの増加に対してほとんど増加していない。RD試験片のAEリングダウンカウントは、RPD試験片のAEリングダウンカウントとほぼ同じように変化している。MTD試験片とMD試験片の場合と同様に、RTD試験片のAEリングダウンカウントの増加が、RD試験片のAEリングダウンカウントの増加より大きいことは、RTD試験片の損傷領域がRD試験片の損傷領域より大きいことを示しているものと思われる。

6.1.3.3 AE振幅分布およびAE信号発生位置

(a) MLおよびMTL試験片

すべての試験片の各負荷サイクルにおけるAE振幅分布およびAE信号発生位置の典型的な測定結果の例を、図6.1.7から図6.1.14に示す。各図において、左側の図は各負荷サイクルにおけるAE振幅分布を示し、右側の図はAE信号測定位置を示す。図においては各負荷サイクルにおける測定結果を連続して示している。左の図において、横軸はAE振幅分布を示し、縦軸はAEイベントカウントを示している。右図においては、横軸にAE信号発生位置を示し、縦軸は同じくAEイベントカウントを示している。図6.1.7に示しているML試験片の接着端部のはく離は第5サイクルにおいて起こっている。したがって、第5サイクルにおけるAE振幅分布は、はく離が発生した場合の分布である。そして、はく離はその後の負荷サイクルで進展している。

一方、MTL試験片においては第5サイクルにおいてのはく離が発生しており、図6.1.8においてAEイベントカウントが第5サイクルで急激に上昇している。MTL試験片でははく離発生後測定されたAE振幅分布は、どの振幅の大きさのAEイベントカウントも一様に分布している。この分布はML試験片とは異なっている。ML試験片では振幅分布における分布の幅が狭く、MTL試験片では広がっている。この相違は、ML試験片の損傷領域がMTL試験片の損傷領域より狭い領域に限られていることを示していると考えられる。つまり、ML試験片の接着端部における応力集中が、MTL試験片の接着端部における応力集中より大きいことの結果であると思われる。また、AE信号発生位置の測定結果においても、ML試験片では接着端部付近に集中的に多くのAEイベントカウントが分

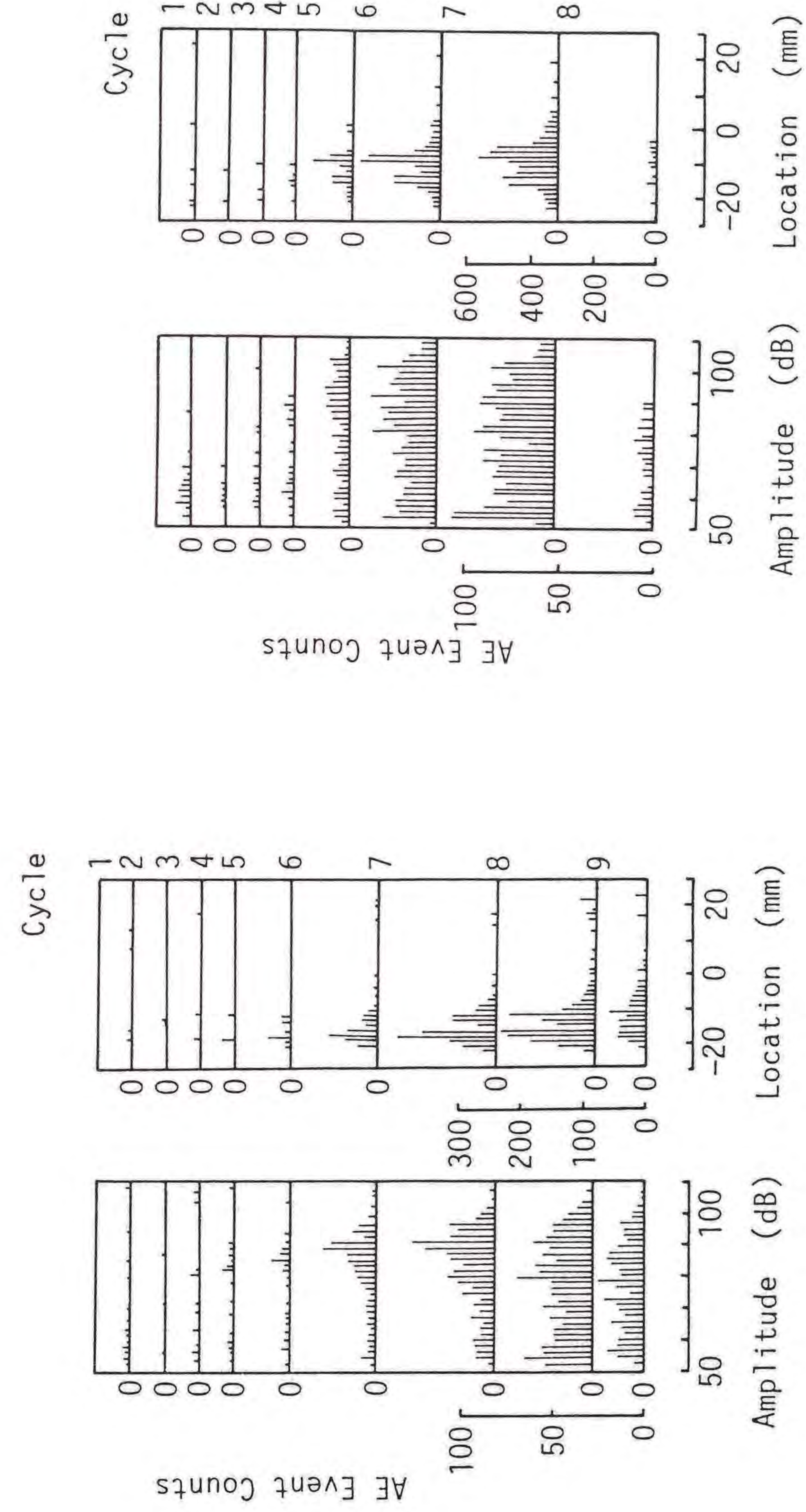


図6.1.7 ML試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

図6.1.8 MTL試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

布しており、MTL試験片ではML試験片に比べて分散して分布していることより、ML試験片における応力集中がMTL試験片の場合より大きいことがわかる。

(b) RLおよびRTL試験片

図6.1.9にRL試験片のAE測定結果を示している。RL試験片においては、接着端部のはく離が目視により第4サイクルにおいて起こっていることが観察された。図において、はく離が発生している接着端部におけるAEイベントカウントが他の位置より多く測定されており、はく離の発生がAE測定結果に現れている。また、第5サイクル以降破壊まで、ほぼ同じ位置で多くのAE信号が発生しており、はく離の進展に対応している。

図6.1.10に示すRTL試験片においては、接着端部のはく離が第3サイクルで発生したことが目視により観察された。この場合も、RL試験片と同様、はく離発生後接着端部近傍で発生するAEイベントカウントが、他の位置で発生するAEイベントカウントより多くなっている。また、振幅分布においても、はく離発生後、高い振幅のAE信号が多く発生している。これらのAE測定結果は、接着端部のはく離の発生とその進展を表している。また、RLとRTL試験片の間にははっきりした相違が見られなかった。

(c) MDおよびMTD試験片

ダブルバット継手においては、破壊まで接着端部におけるはく離は明確には観察されなかった。図6.1.11において、MD試験片の第3サイクルにおけるAE振幅分布およびAE信号発生位置は、第1および第2サイクルにおける結果とは異なっている。この分布は平板試験片であるMPD試験片とは異なっており、この相違は接着端部における応力分布の違いを表しているものと考えられる。このような分布は破壊まで観測された。このことは、破壊の原因となる損傷が第3サイクルで発生したことを示している。図6.1.12に示すMTD試験片の振幅分布は、負荷サイクルの進展につれてMD試験片ほど大きく変化していない。また、高い振幅のAEイベントカウントが負荷の増加とともに増加している。そして、振幅分布はMD試験片の場合とは異なり、MPD試験片の振幅分布と似ている。した

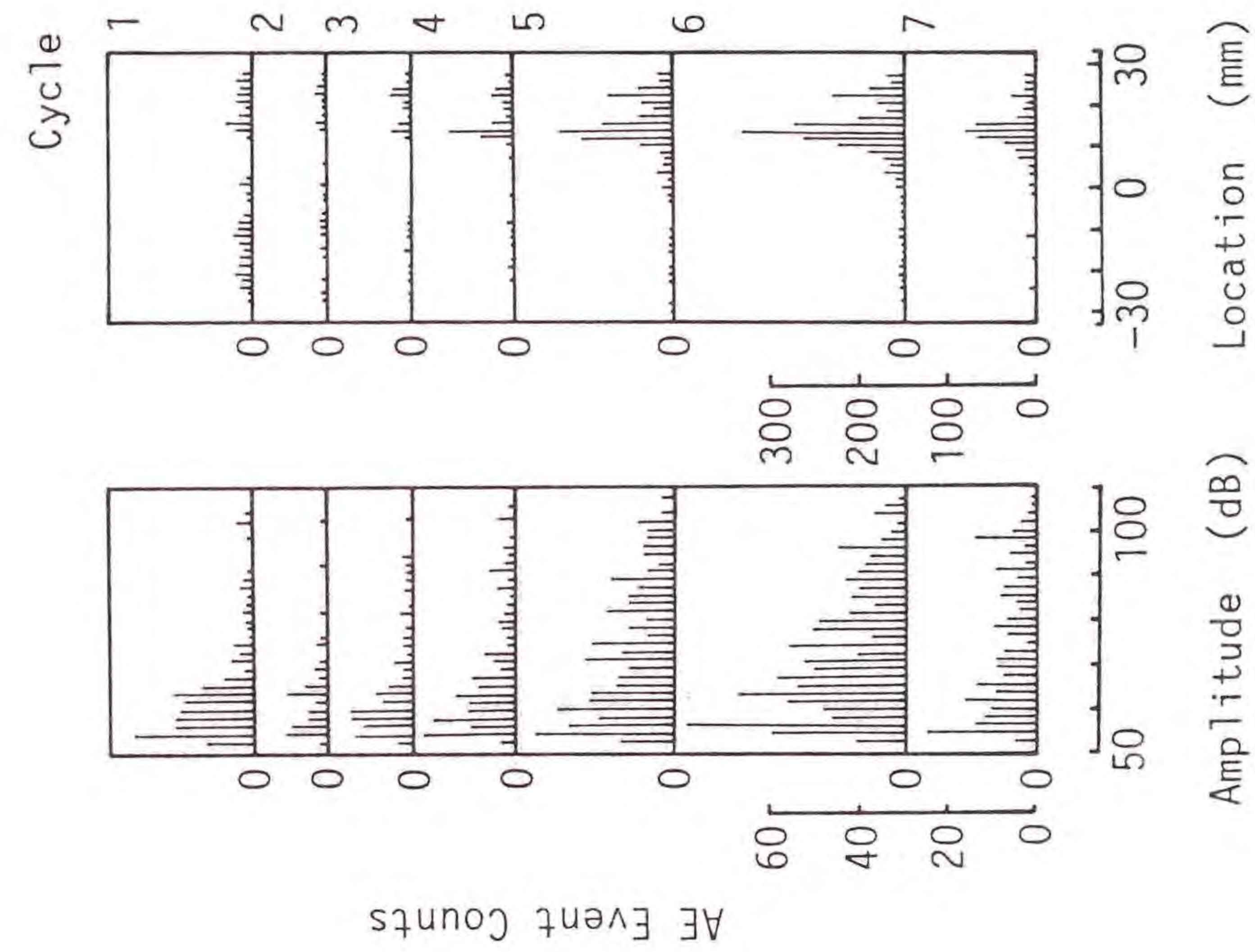


図6.1.10 RTL試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

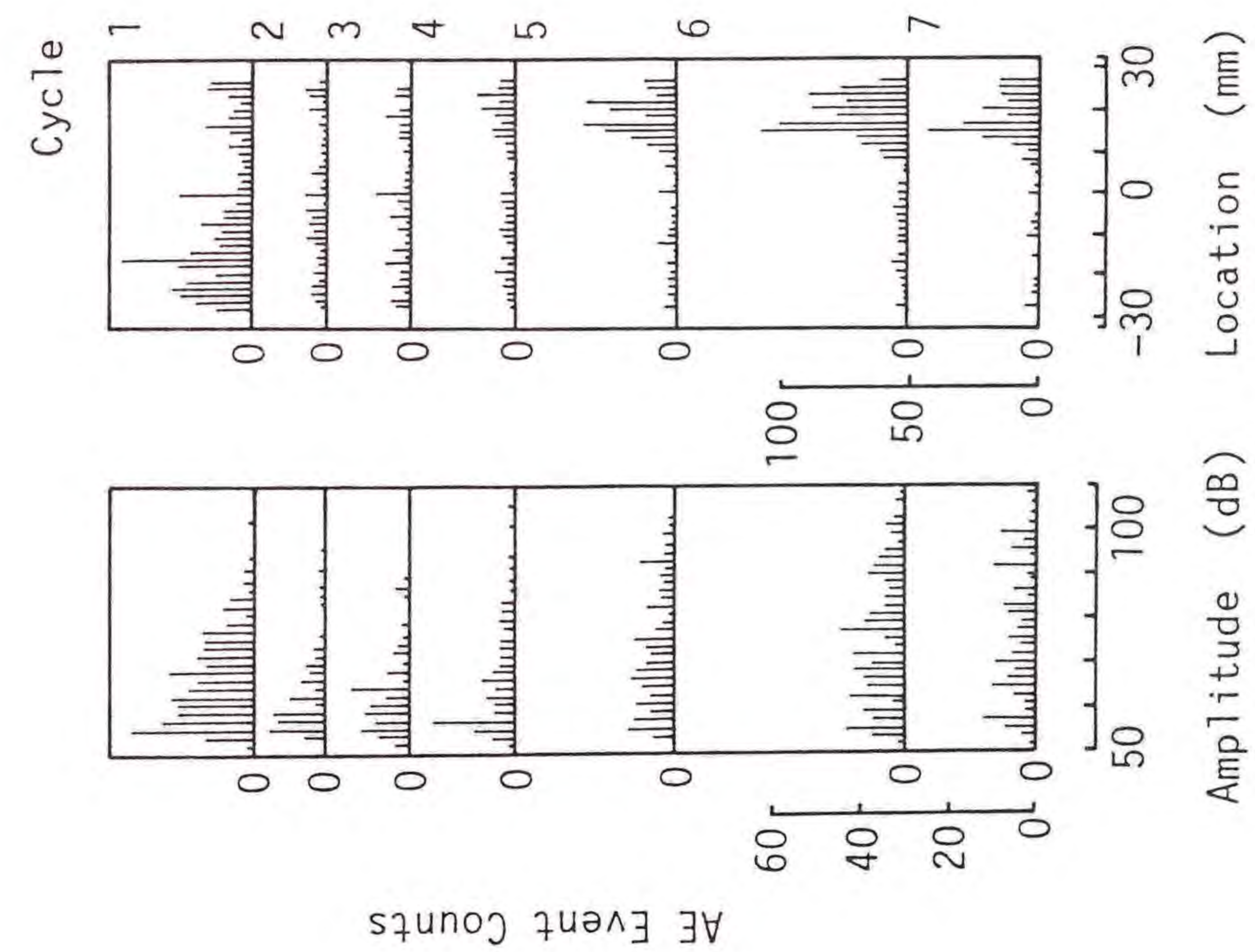


図6.1.9 RL試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

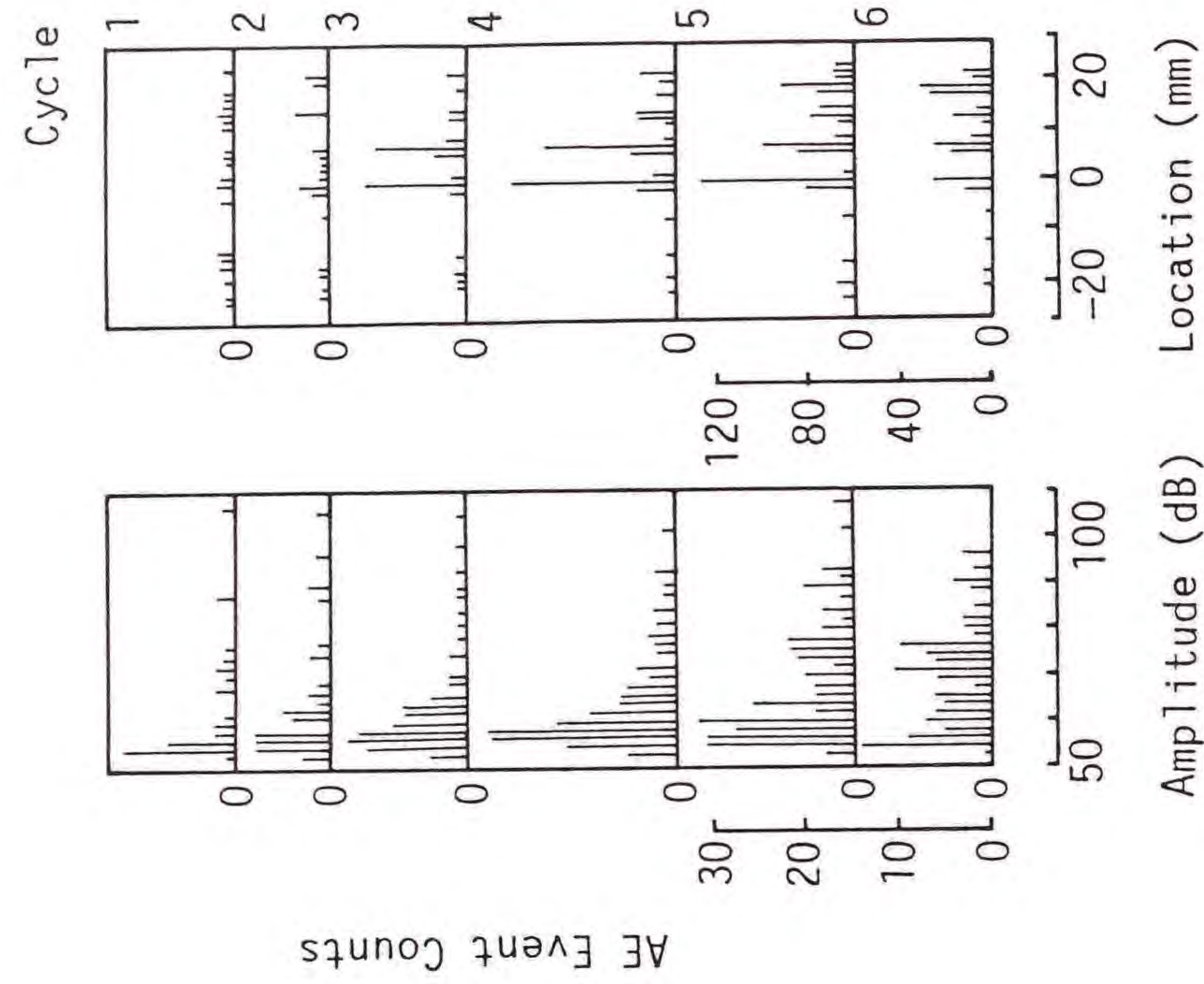


図6.1.12 MTD試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

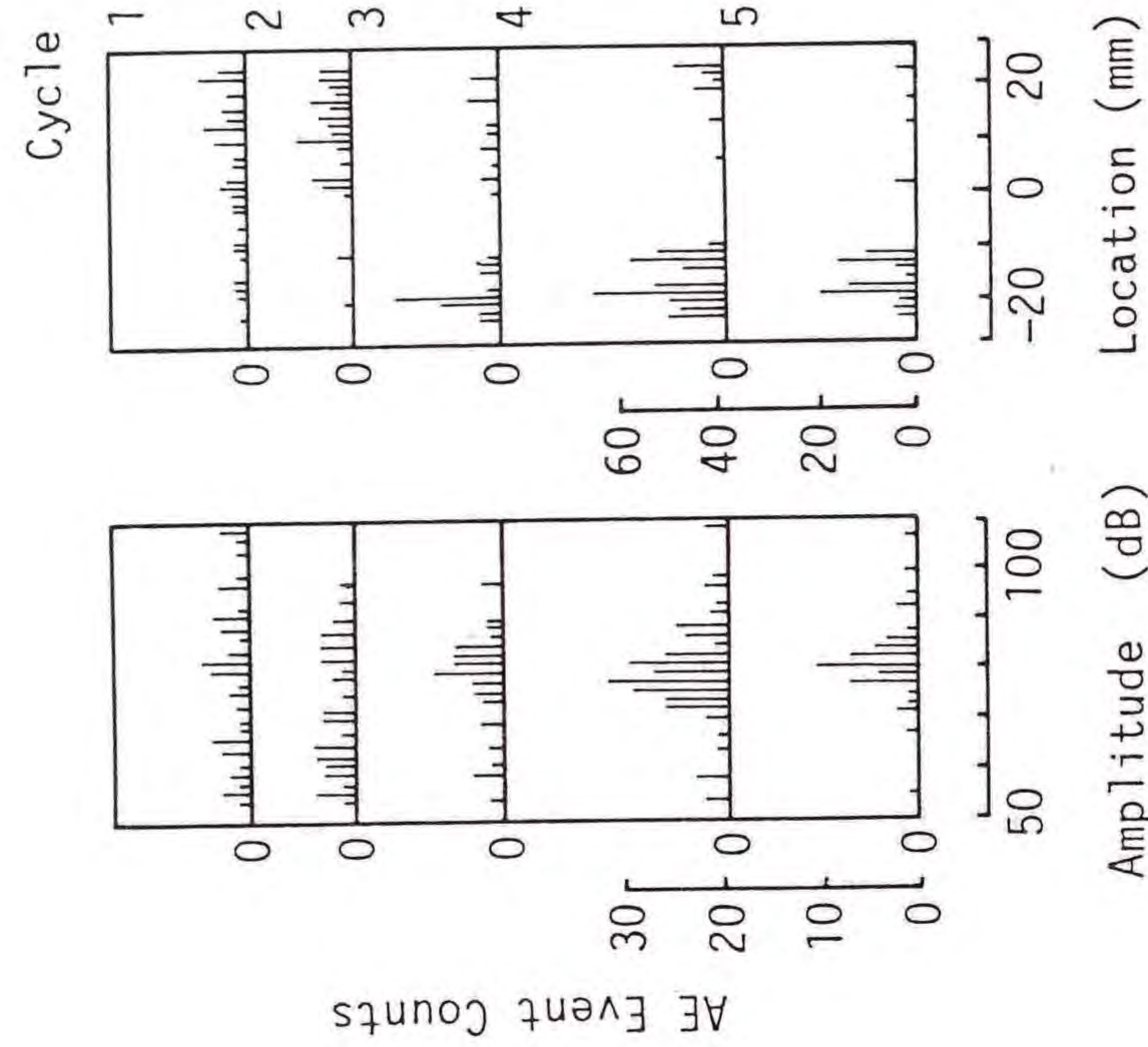


図6.1.11 MD試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

がって、AE振幅分布の結果より、MTD試験片の接着端部における応力集中がMD試験片における応力集中より小さいことがわかる。

(d) RDおよびRTD試験片

図6.1.13において、RD試験片の高い振幅のAE信号は、第5サイクルにおいてそれ以前の負荷サイクルの結果より多くなっている。また、第5サイクルにおけるAE信号発生位置が片側によっている。これらの結果より、破壊の原因となる損傷が第5サイクルにおいて発生し、その後損傷が進展していることがわかる。図6.1.14におけるAE振幅分布およびAE信号発生位置の結果より、RTD試験片の破壊の原因となる損傷は、第4サイクルにおいて発生していることがわかる。RDおよびRTD試験片においては、RLおよびRTL試験片におけるような明確な違いは観測されなかった。

以上述べたことより、以下の知見が得られた。AE振幅分布およびAE信号発生位置における相違は、ガラスマットおよびガラスクロスFRPシングルラップ継手、およびガラスマットFRPダブルバット継手において見られた。しかし、ガラスクロスFRP接着継手試験片においては相違が見られなかった。接着端部をテーパ形状にすることにより接着端部の応力集中を軽減したことによる損傷の相違は、ガラスマット接着継手試験片においては、AEパラメータの違いとして現われた。しかし、ガラスクロス接着継手試験片においては違いは現われなかった。この原因は、ガラスマットFRP積層板とガラスクロスFRP積層板の積層構造との違いによるものと考えられる。つまり、ガラスクロスFRP積層板においては、繊維層と樹脂層の区別がはっきりしているのに対し、ガラスマットFRP積層板においては両層の違いがはっきりしていない。したがって、接着端部に発生する層に垂直方向に働く応力、つまりはく離応力による繊維層と樹脂層のはく離などの損傷が発生しても、それによるAE信号の発生は少なく、このことが被着材の材質によるAEパラメータの違いとして現われたと考えられる。

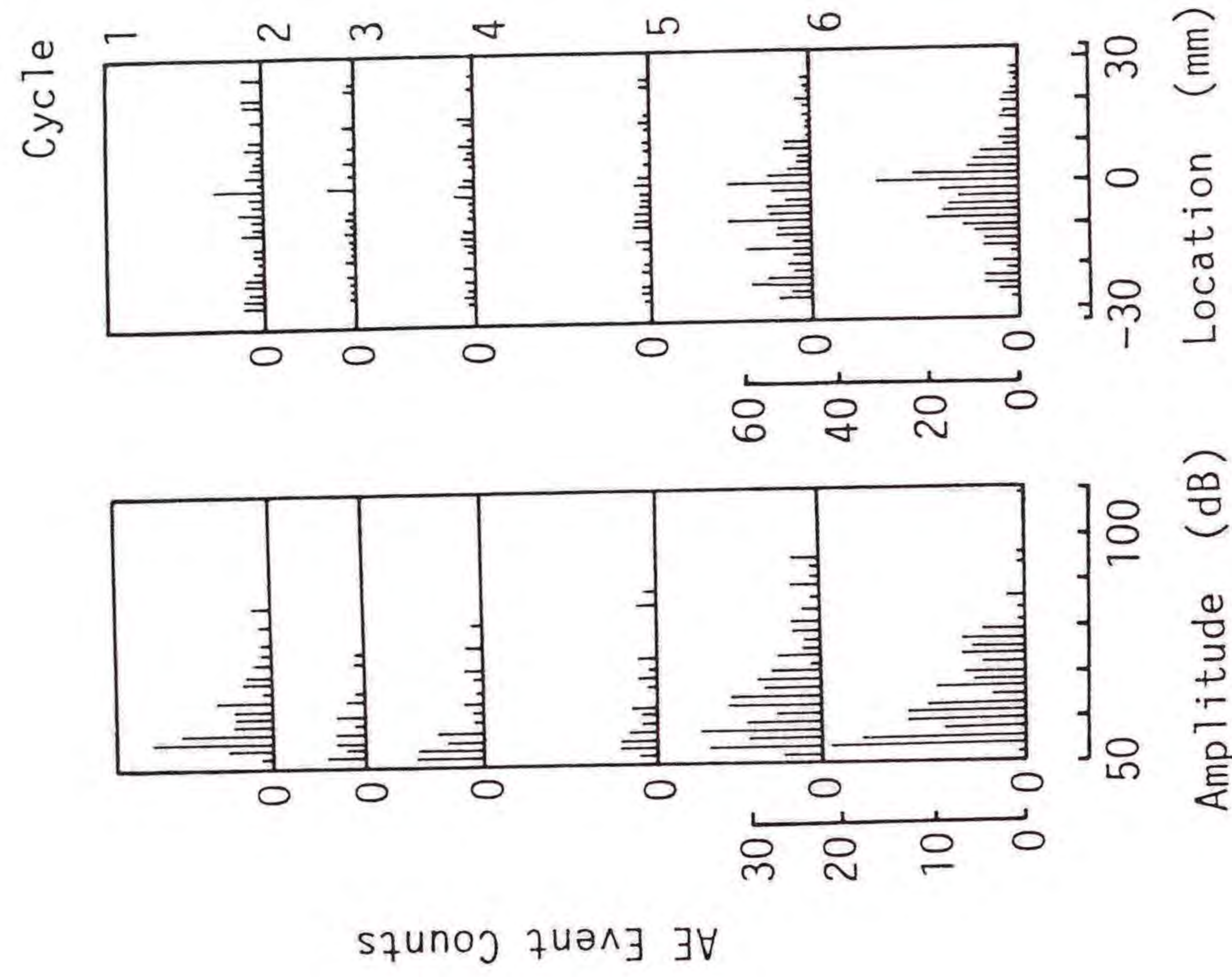


図6.1.13 R D試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

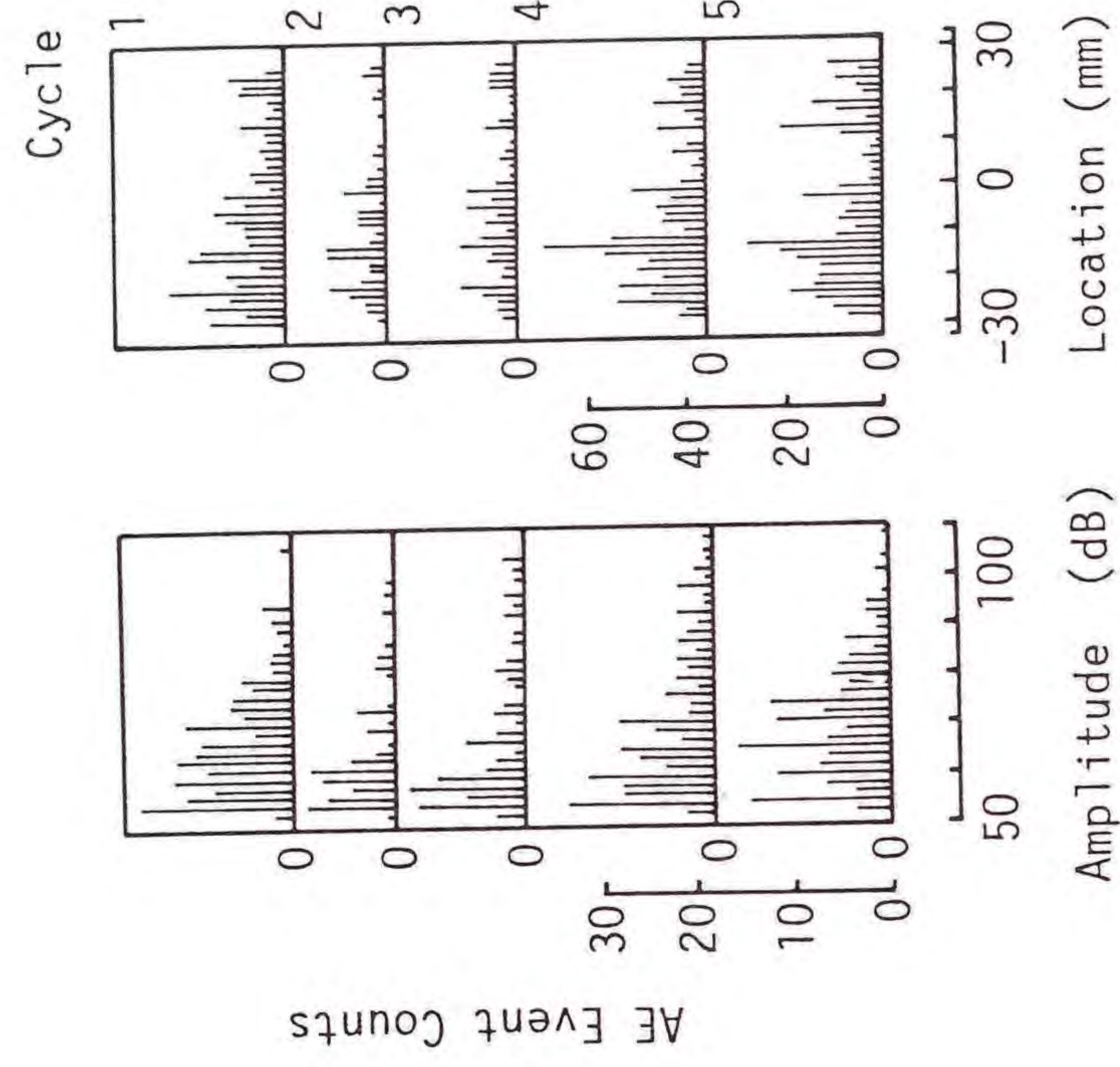


図6.1.14 R T D試験片の繰り返し負荷サイクルに対するAE振幅分布およびAE信号発生位置

6.1.4 結言

ガラスマットおよびガラスクロスFRP接着継手について繰り返し負荷試験を行い、AE信号を測定した。そして、継手試験片について得られたAEパラメータを比較することにより、以下のことが明らかになった。

- (1) ガラスマットFRPシングルラップ継手においては、接着端部をテーパ形状にすることにより破壊荷重が上昇した。しかし、ガラスクロスFRPダブルラップ継手においては、接着端部をテーパ形状にすることにより破壊荷重が減少した。他の継手試験片においては、テーパ形状にすることによる破壊荷重への影響は見られなかった。
- (2) ガラスマットFRP接着継手においては、接着端部をテーパ形状にすることによりAE応答が異なることが測定された。しかし、ガラスクロスFRP接着継手においては違いは見られなかった。
- (3) ガラスマットFRP接着継手においては、接着端部をテーパ形状にしたことによる応力集中の低減による損傷の相違が、AE測定により観察された。

6.2 平板接着継手の衝撃強度

6.2.1 緒言

実際にFRPを構造部材として使用し、結合法として接着結合を採用すると接着継手部に衝撃荷重が加わることが考えられる。したがって、FRP接着継手の静的強度特性のみならず、衝撃強度特性も明らかにしておく必要がある。しかし、衝撃負荷条件下におけるFRP接着継手の強度特性に関する研究はほとんどなく、実験すら行なわれていないのが現状である。

そこで、本節においては、2種類の接着継手形式および2種類の被着材よりなる平板接着継手について、接着部のラップ長さを変えて衝撃試験を行ない、衝撃強度特性を調べた。

6.2.2 実験方法

6.2.2.1 試験片

接着継手の被着材には、前節と同じガラスマットFRP積層板およびガラスクロスFRP積層板を用いた。接着継手形式としては、Single Lap Joint（以下、前節と同様シングルラップ継手と称す）およびButt Joint（以下、バット継手と称す）の2種類を取り上げた。試験片の形状を図6.2.1に示す。シングルラップ継手試験片については、図中のLがいわゆるラップ長さに相当し、20mm、30mmおよび40mmの3種類とし、バット継手試験片については、試験片の全長が衝撃試験

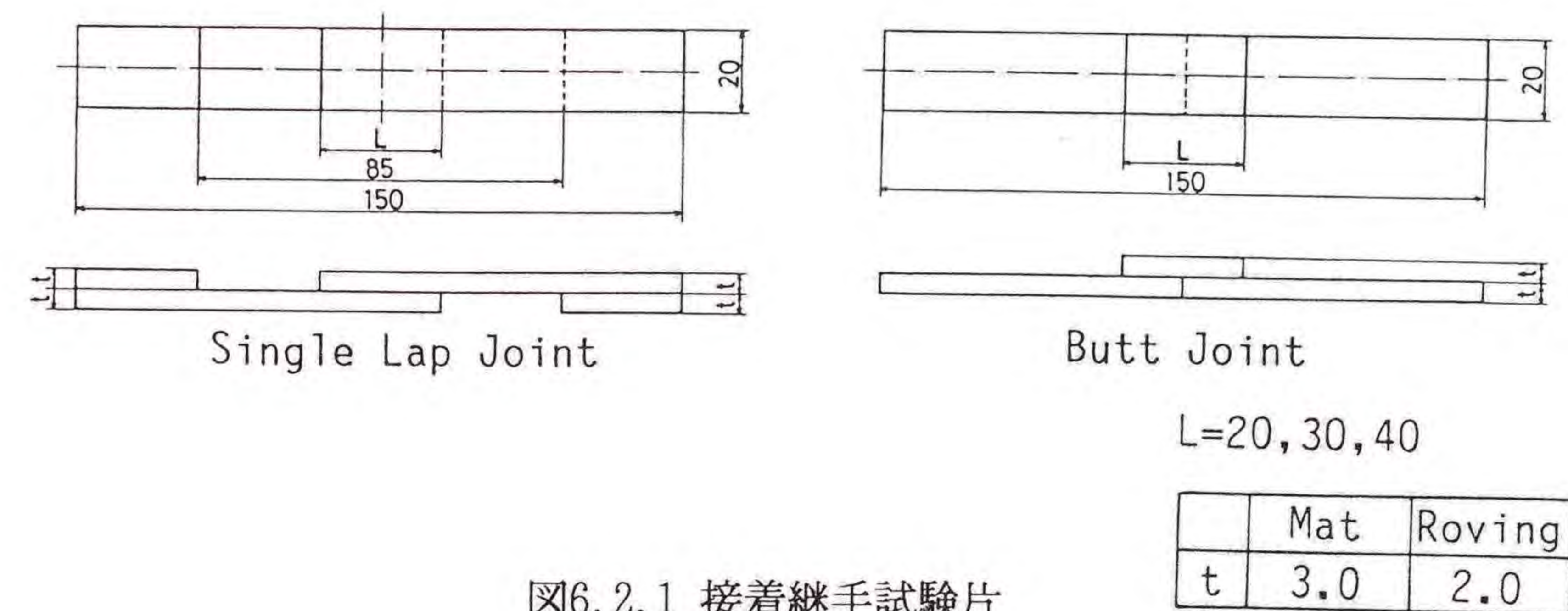


図6.2.1 接着継手試験片

機の機構上の制約を受けるため、ラップ長さは10mm、15mmおよび20mmの3種類とした。なお、接着継手試験片の接着方法は、前節と同じである。

6.2.2.2 実験方法

静的引張試験には、インストロン型引張試験機を使用し、5mm/minの引張速度で試験した。一方、衝撃引張試験には、本研究室で設計した落錘型衝撃試験機を使用し、ロードセルからの信号を直流増幅器により増幅した後、ウェーブメモリに取り込み、XYレコーダによって応答波形を記録した。

6.2.3 実験結果および考察

6.2.3.1 データの統計的処理

衝撃ならびに静的引張試験より得た各FRP接着継手の単位幅当たりの破壊荷重データをワイブルプロットした結果を、図6.2.2(a)~(f)に示す。各グラフは同一の強化材でまとめてあり、図中の試験片の名称を表6.2.1に示す。次に、これらのデータが3母数ワイブル分布に従うものと仮定して、相関係数法を用いて母数の推定を行ない、その結果求めた曲線を各図に描いてある。また、この解析結果より算出した平均値と変動係数を表6.2.2にまとめた。以上のことより、本実験より得たFRP接着継手の衝撃ならびに静的強度データの統計的特性について

表6.2.1 接着継手試験片の名称

Specimen	Adherents	Static(S) or Impact(I)	Type of Joint
ML-S	Mat	S	Single Lap Joint
ML-I	Mat	I	
RL-S	Roving	S	
RL-I	Roving	I	
MB-S	Mat	S	Butt Joint
MB-I	Mat	I	
RB-S	Roving	S	
RB-I	Roving	I	

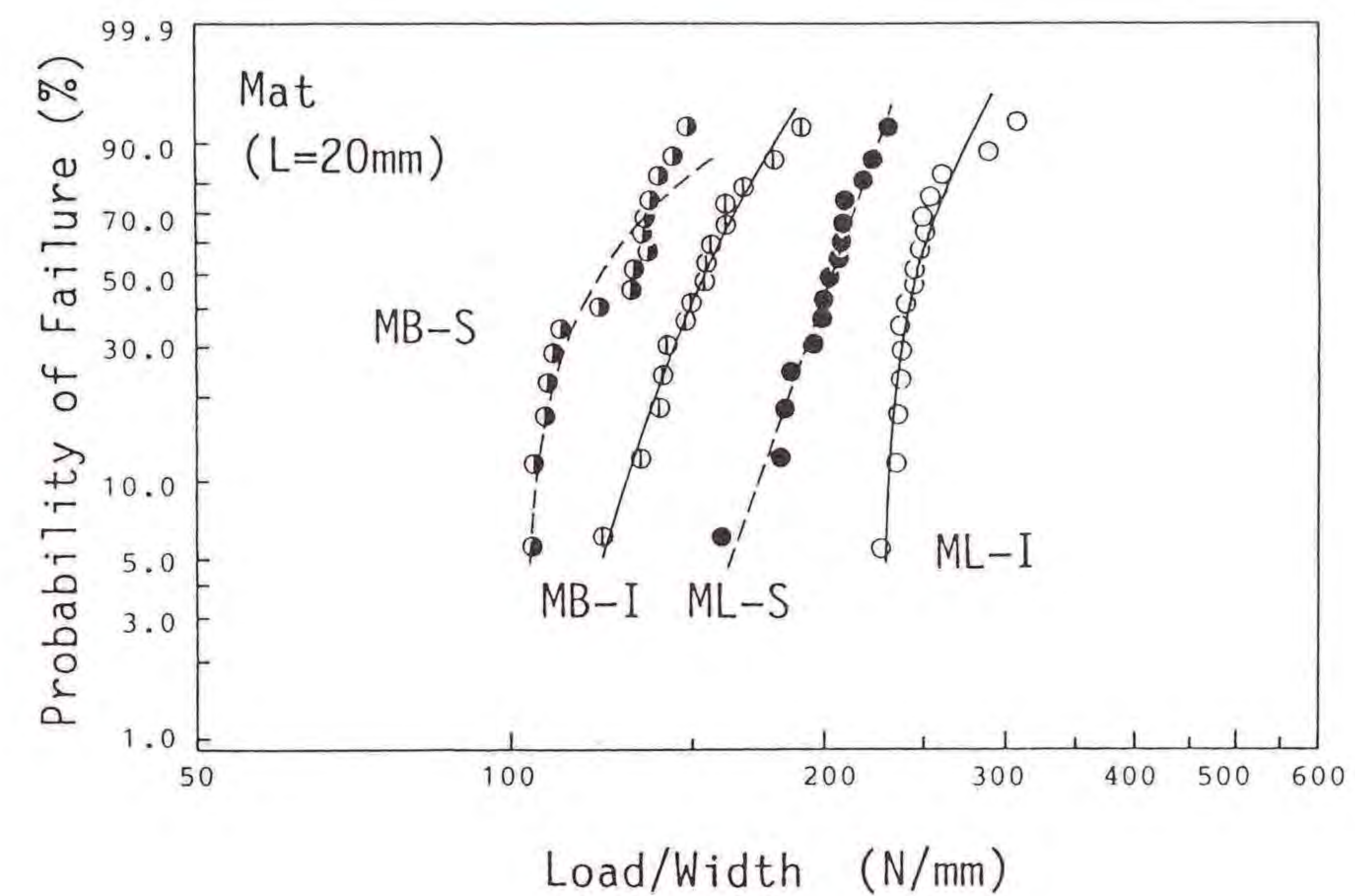


図6.2.2(a) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスマットFRP接着継手、L=20mm)

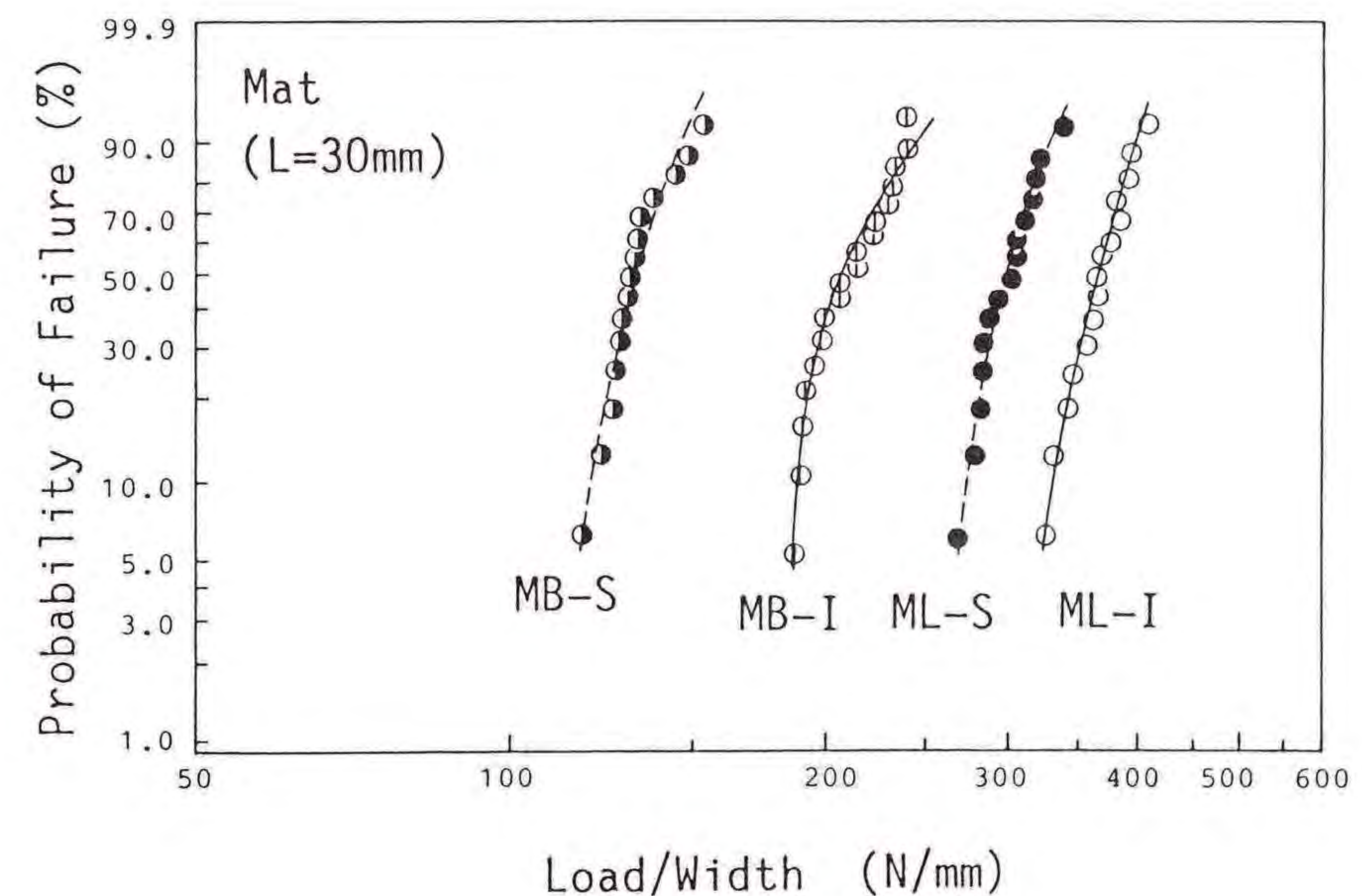


図6.2.2(b) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスマットFRP接着継手、L=30mm)

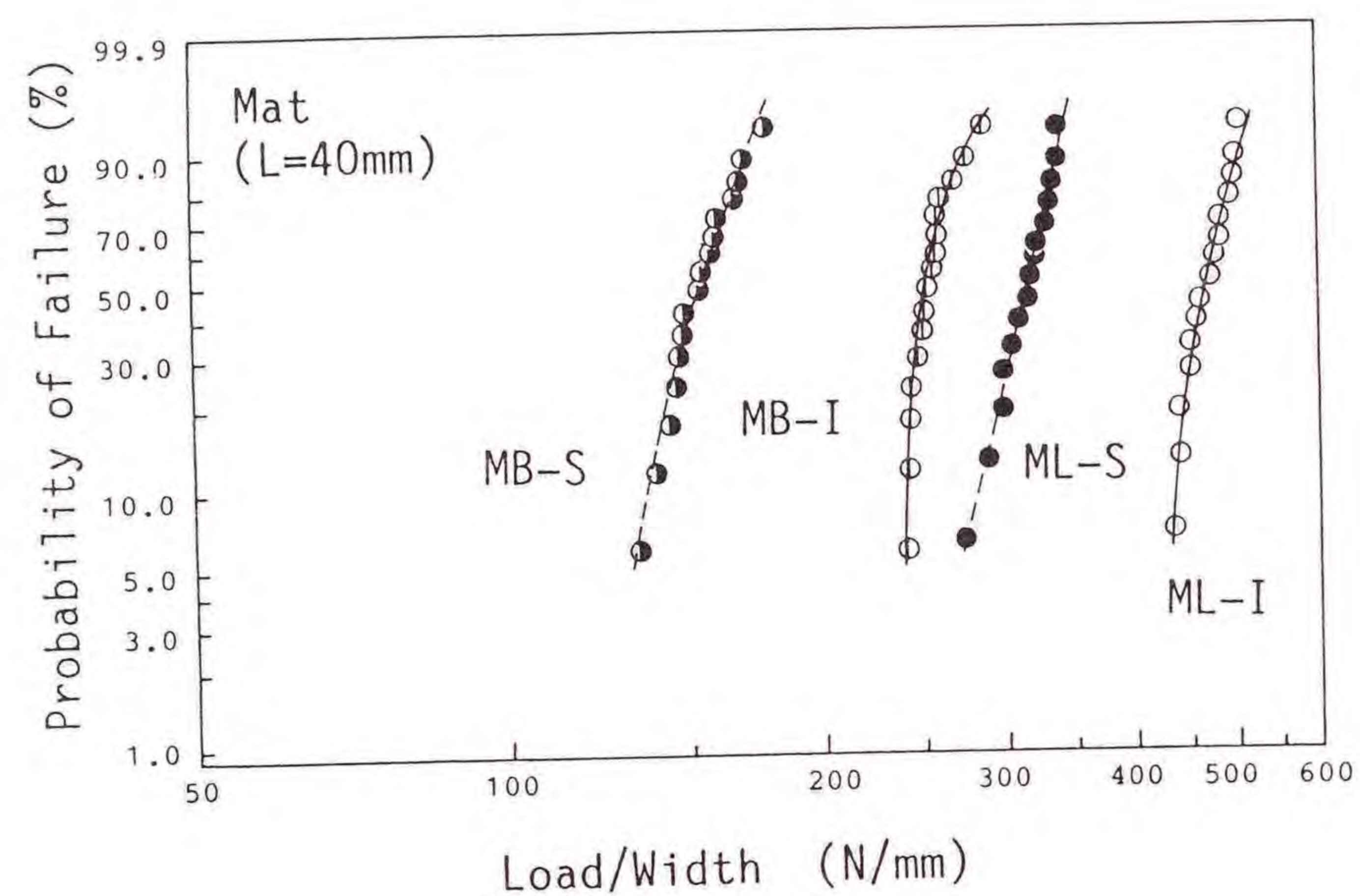


図6.2.2(c) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスマットFRP接着継手、L=40mm)

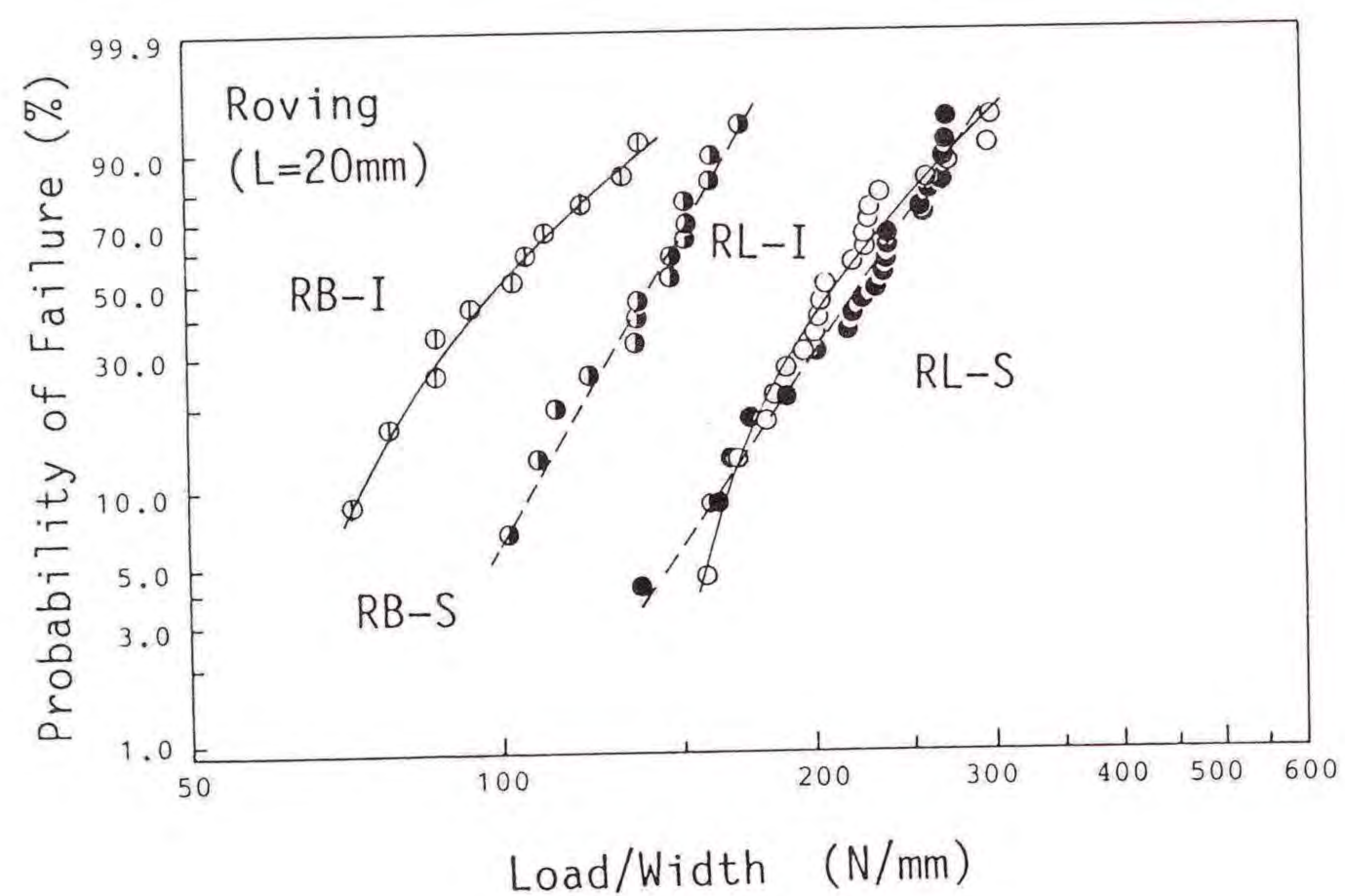


図6.2.2(d) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスクロスFRP接着継手、L=20mm)

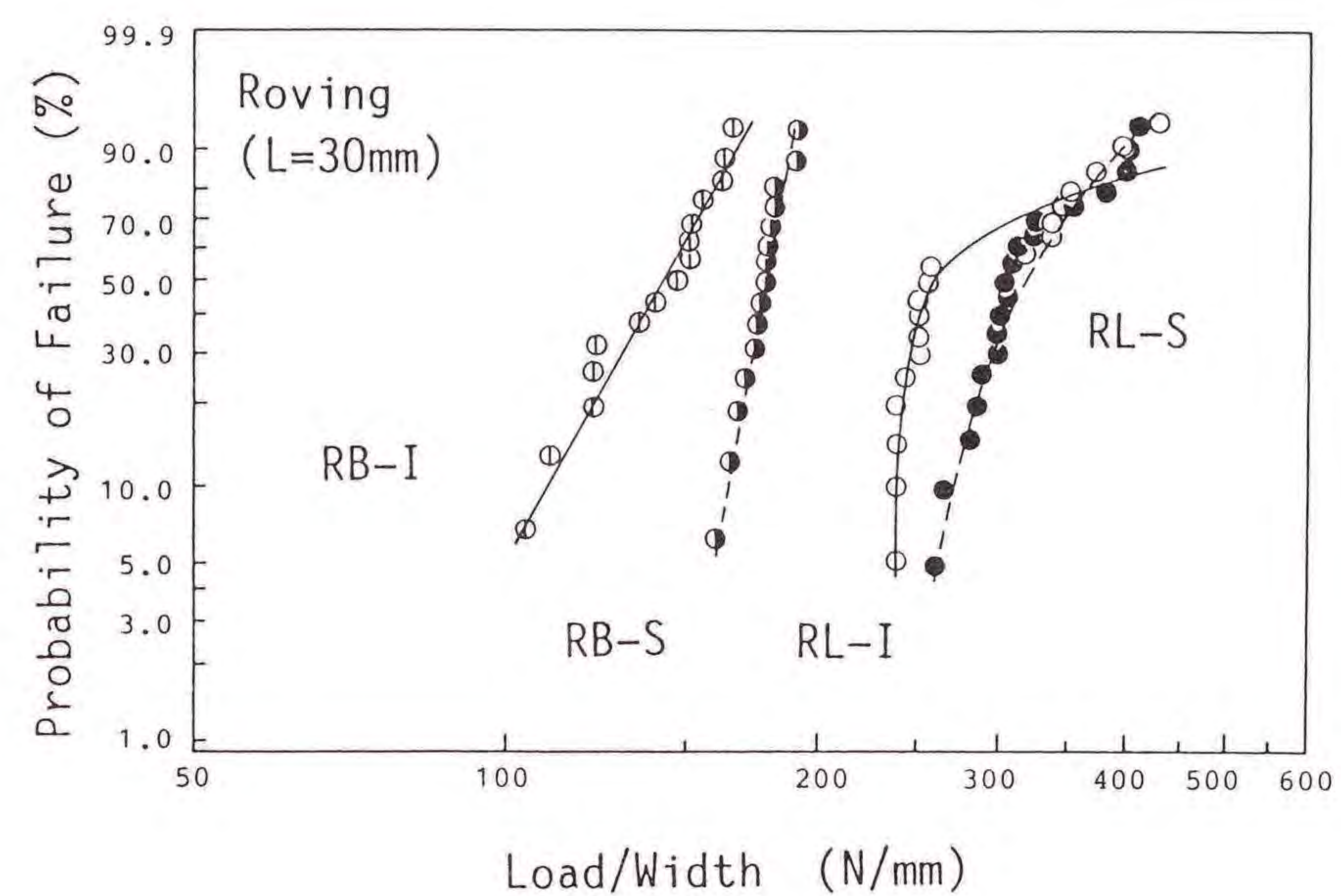


図6.2.2(e) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスクロスFRP接着継手、L=30mm)

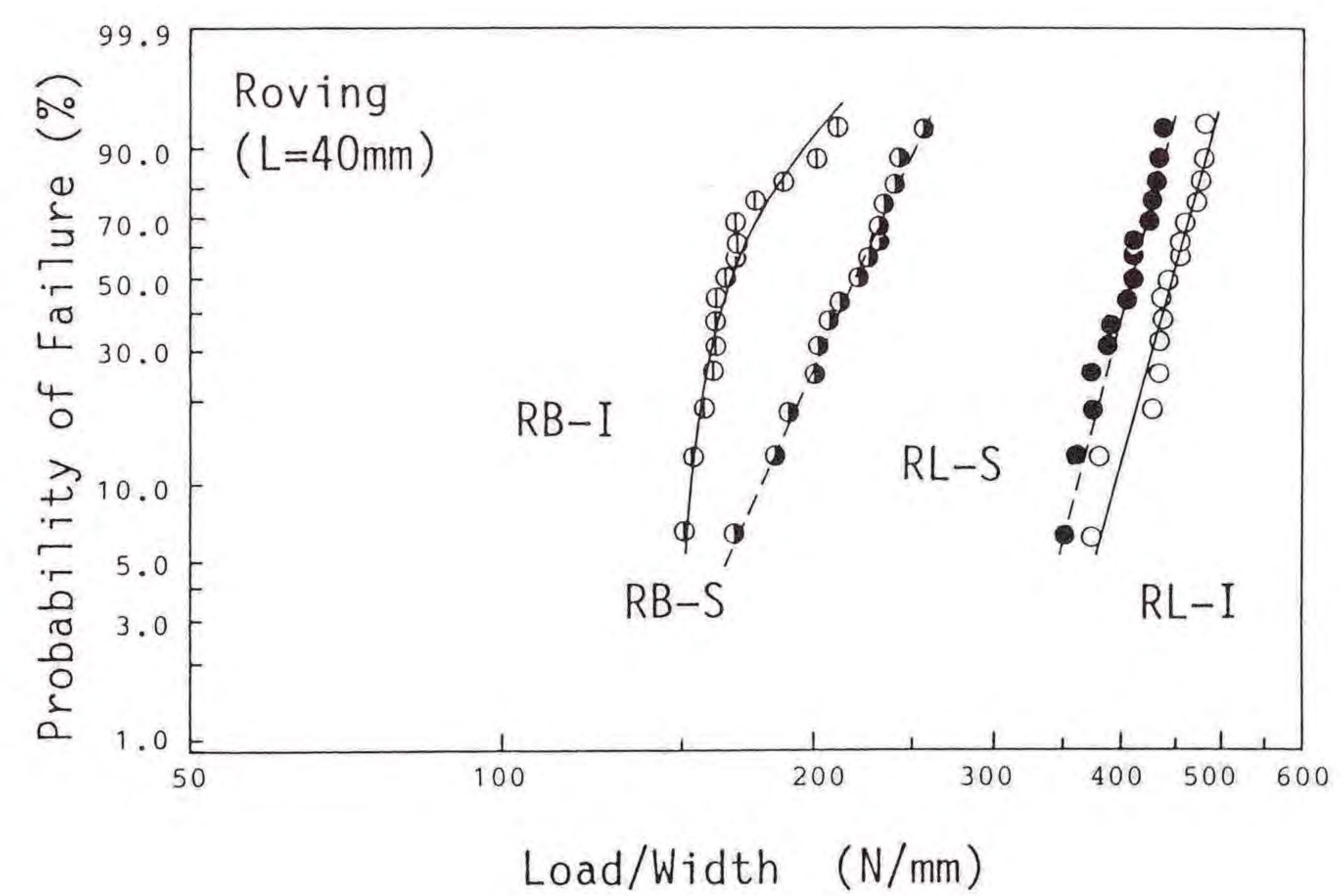


図6.2.2(f) 破壊強度データのワイブルプロット
(ガラスクロスFRP接着継手、L=40mm)

表6.2.2 単位幅当たりの衝撃ならびに静的破壊荷重の平均値と変動係数

Specimen	Mean Value (N/mm)			Coefficient of Variation (%)		
				L (mm)		
	20	30	40	20	30	40
ML-I	248	364	471	5.8	6.9	5.8
ML-S	202	300	315	10.7	6.9	7.2
MB-I	154	213	256	12.3	11.4	6.3
MB-S	128	132	154	20.2	7.2	8.6
RL-I	217	341	444	19.2	20.7	8.4
RL-S	222	324	404	20.0	14.6	8.0
RB-I	105	140	171	22.7	16.2	10.3
RB-S	135	178	216	17.0	5.8	13.2

て簡単に述べると次のようになる。ガラスマットならびにガラスクロスFRP接着継手試験片のいずれにおいても、概して3母数ワイブル分布への当てはめが可能である。そして、Lが大きい程よく適合する傾向がある。また、ばらつきは変動係数よりわかるように、概してガラスマットFRP接着継手試験片の方が、ガラスクロスFRP接着継手試験片よりも小さく、かつLが大きい程小さい。

6.2.3.2 衝撃強度と静的強度の関係

縦軸に表6.2.2の単位幅当たりの破壊荷重の平均値を、横軸にLをとり、試験したFRP接着継手の強度比較をした結果を、ガラスマットFRP接着継手については図6.2.3に、ガラスクロスFRP接着継手については図6.2.4にそれぞれ示す。また、図6.2.5と図6.2.6は、それぞれ図6.2.3と図6.2.4を、縦軸にせん断強度をとり書き直してのものである。これらの図より以下のことがわかった。

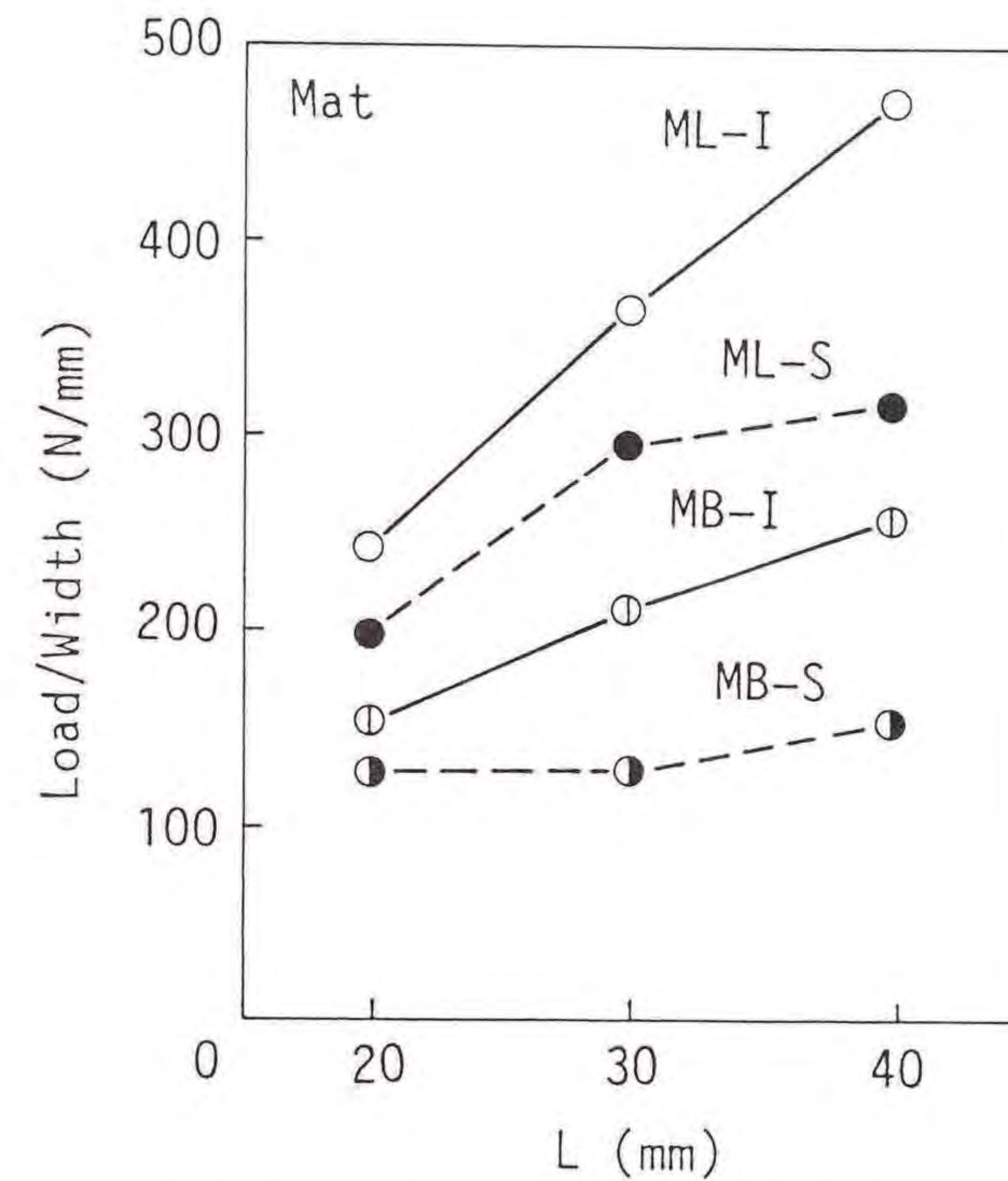


図6.2.3 ガラスマットFRP接着継手の単位幅当たりの衝撃破壊荷重と静的破壊荷重の比較

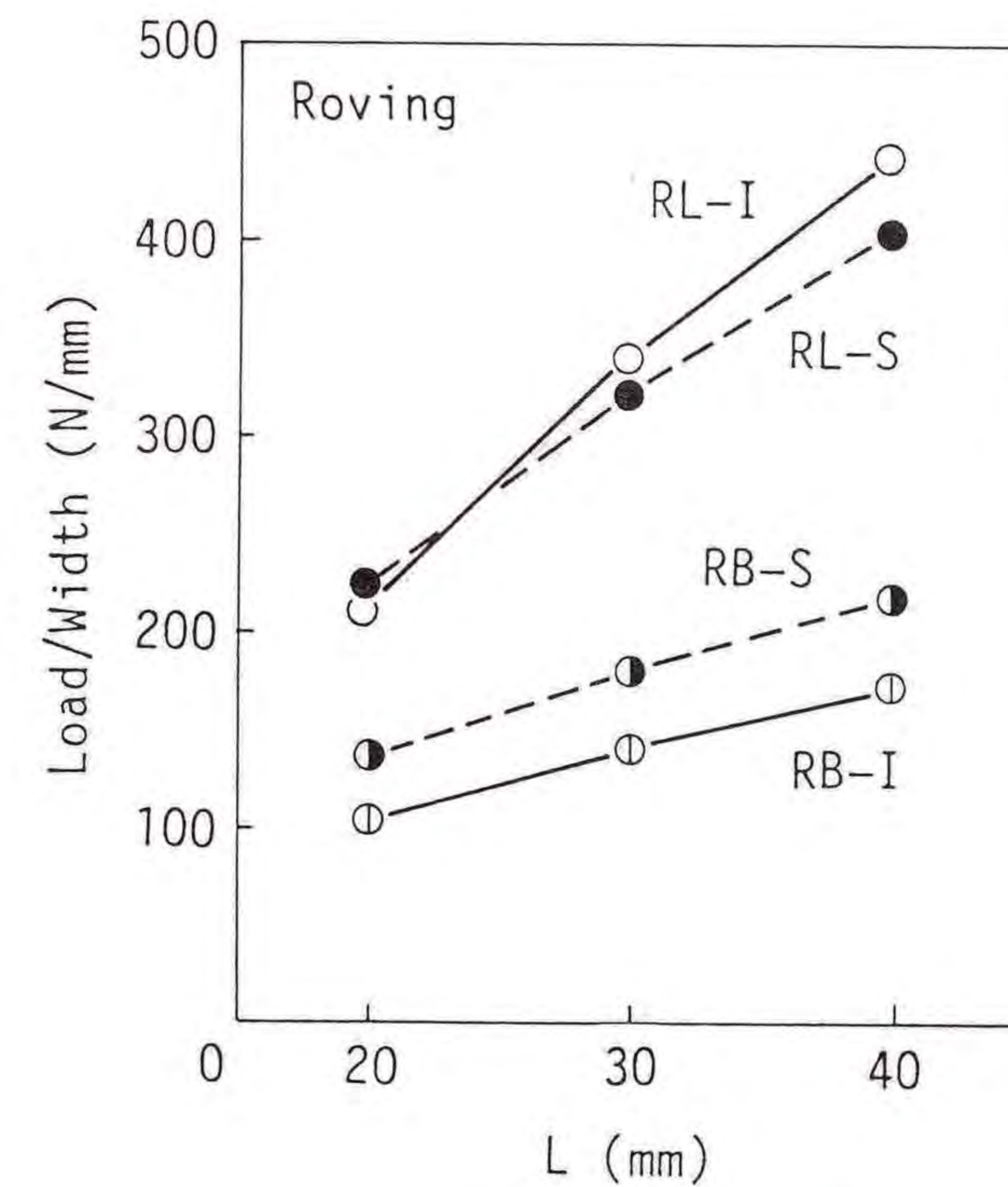


図6.2.4 ガラスクロスFRP接着継手の単位幅当たりの衝撃破壊荷重と静的破壊荷重の比較

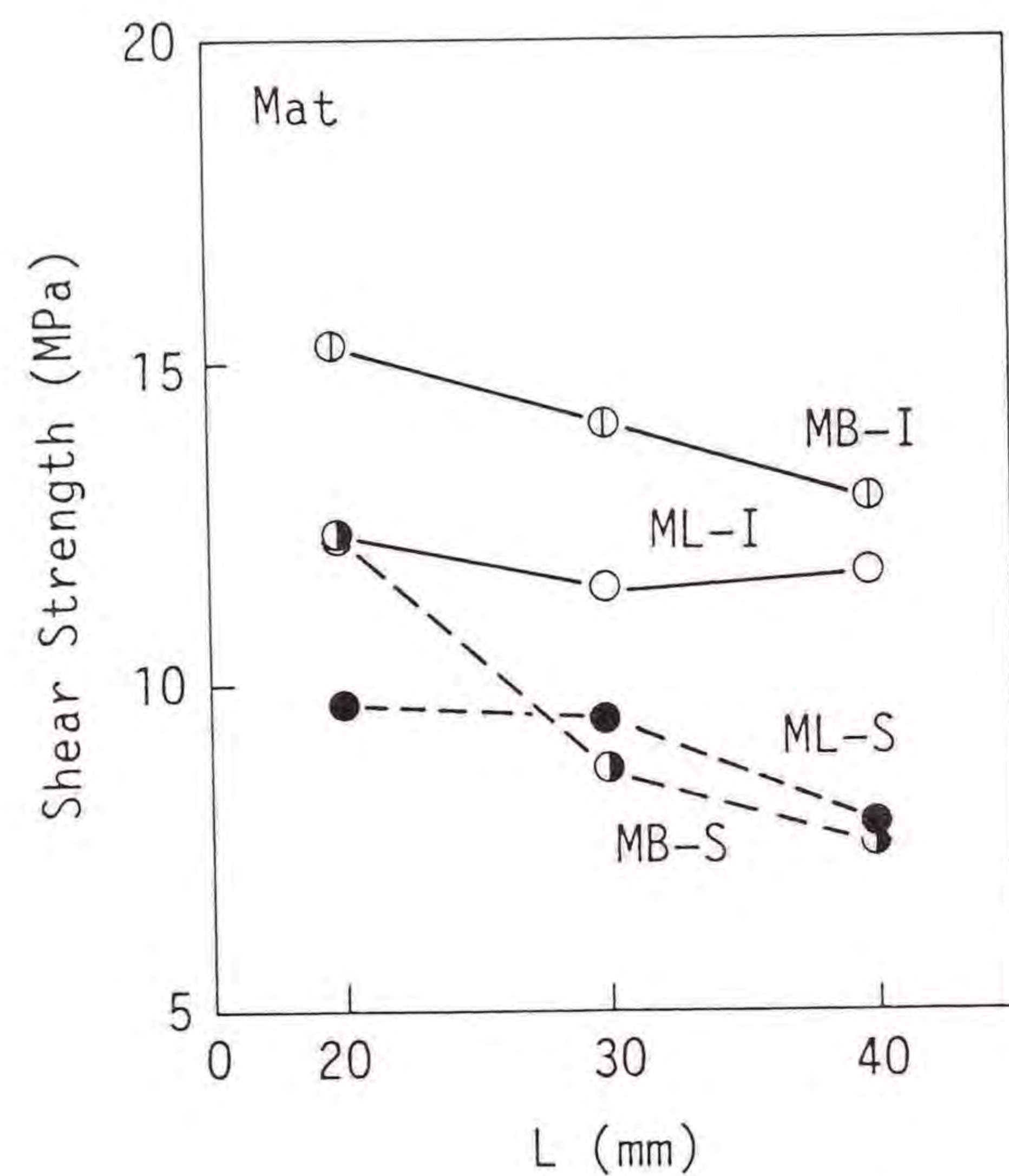


図6.2.5 ガラスマットFRP接着継手の衝撃と静的せん断強度の比較

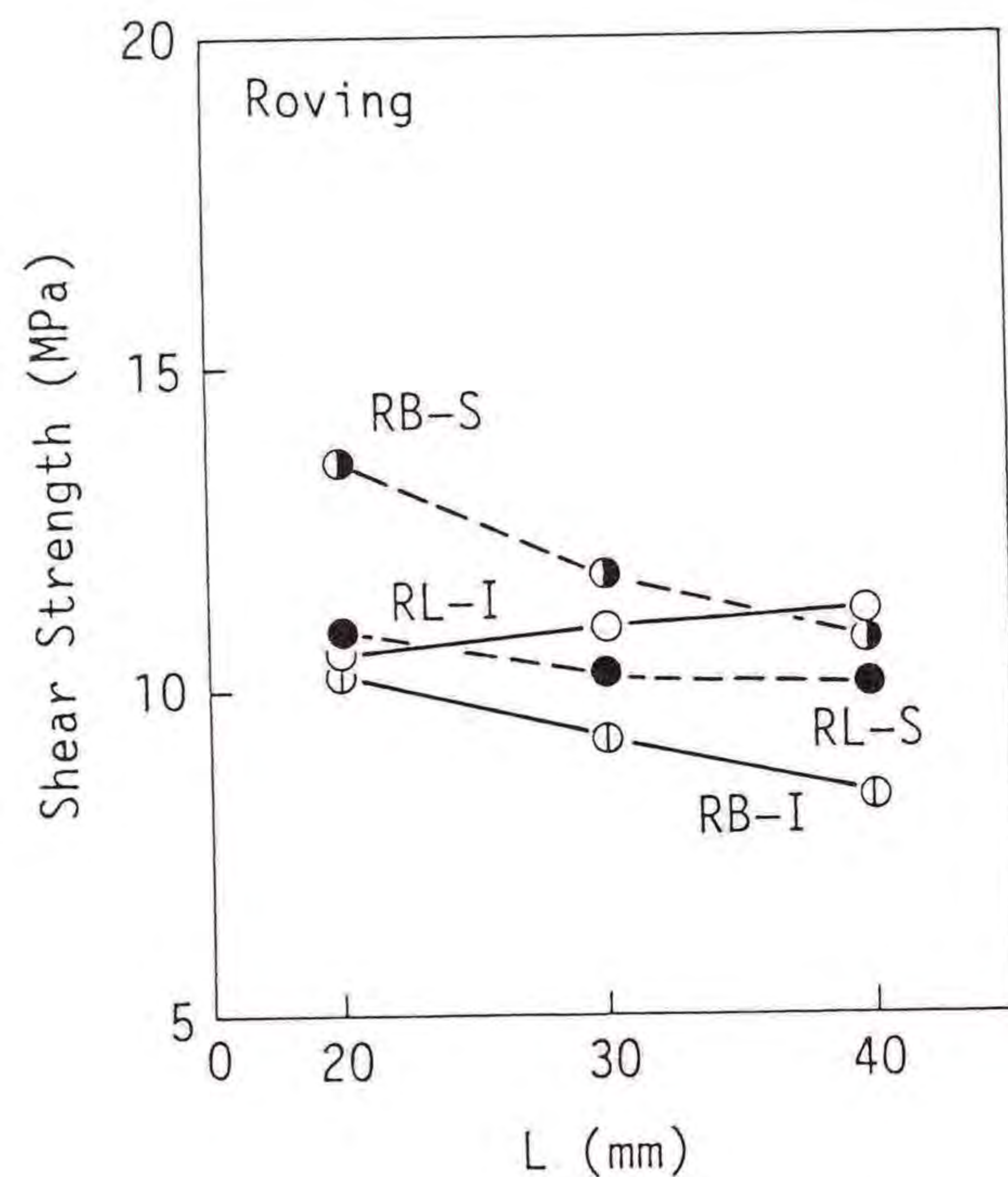


図6.2.6 ガラスクロスFRP接着継手の衝撃と静的せん断強度の比較

(a) ガラスマットFRP接着継手

シングルラップ継手の場合、Lが大きくなるにつれて、単位幅当たりの衝撃破壊荷重がほぼ直線的に増加するのに対し、静的破壊荷重はLが30mmまでは衝撃の場合と同じように上昇するが、40mmになるとその上昇の割合は小さくなる。また、せん断強度でその変化をみると、衝撃の場合はLの値に対してほぼ一定の値をとるのに対し、静的強度の場合はLが20mmと30mmでほぼ同じ値を示し、40mmで減少する。

一方、バット継手の場合は、単位幅当たりの衝撃破壊荷重については、Lが大きくなるにつれて直線的に上昇しているが、静的破壊荷重ではLが40mmで他より少し大きくなるもののほぼ同じ値を示している。また、せん断強度で比較してみると、シングルラップ継手の場合と異なり、せん断強度は衝撃負荷の場合にはLにつれて徐々に小さくなり、静的負荷の場合にはLが20mmから30mmで急激に減少している。ここで共通して言えることは、衝撃および静的いずれの場合も、バット継手については、シングルラップ継手の場合に比べてLにつれて減少している割合が大きいことである。

(b) ガラスクロスFRP接着継手

シングルラップ継手試験片の場合は、単位幅当たりの衝撃破壊荷重と静的破壊荷重の両方ともLが大きくなるにつれて直線的に増加しており、Lが20mmの場合は衝撃と静的いずれの場合もほぼ同じ値であり、少しずつ衝撃破壊荷重の方が静的破壊荷重より大きな値を示すようになる。しかし、ガラスマットFRP接着継手の場合におけるような、顕著な値の違いは認められない。また、せん断強度についてみると、衝撃強度の場合はLにつれて少し大きくなり、静的強度の場合には少しずつ小さくなる傾向を示しているものの、Lに関してほとんど変化しないと考えられる。一方、バット継手の場合に最も特徴的なことは、ガラスマットFRP接着継手の場合とは逆に、衝撃強度が静的強度より低い値を示していることである。そして、それぞれ単位幅当たりの破壊荷重とせん断強度については、前者は衝撃と静的いずれの場合も、Lが大きくなるにしたがって直線的に値が増加しているものの、後者についてはその値は次第に小さくなっており、この傾向は

シングルラップ継手の場合とは異なっている。以上の結果を要約すると、次のような知見を得る。すなわち、ガラスマットFRP接着継手試験片については、シングルラップ継手、バット継手のいずれの衝撃強度も静的強度より大きな値を示しており、衝撃荷重に対して強いといえる。一方、ガラスクロスFRP接着継手試験片は、シングルラップ継手では衝撃強度は静的強度に対して同等か少し大きな値を示すが、バット継手においては衝撃強度が静的強度より低い値を示しており、衝撃に対して弱くなっている。このことは、破壊した試験片の破面の違いにも現われている。図6.2.7に接着継手試験片の破壊状況の代表的な写真を示す。破面観察の結果として、ガラスマットFRP接着継手試験片においては繊維が剥ぎとられたような破面をしているのに対して、ガラスクロスFRP接着継手の場合には破面に繊維の剥ぎとられたような様相は観察されない。すなわち、前者の破壊には繊維破断などの破壊モードが含まれるのに対して、後者の場合この現象

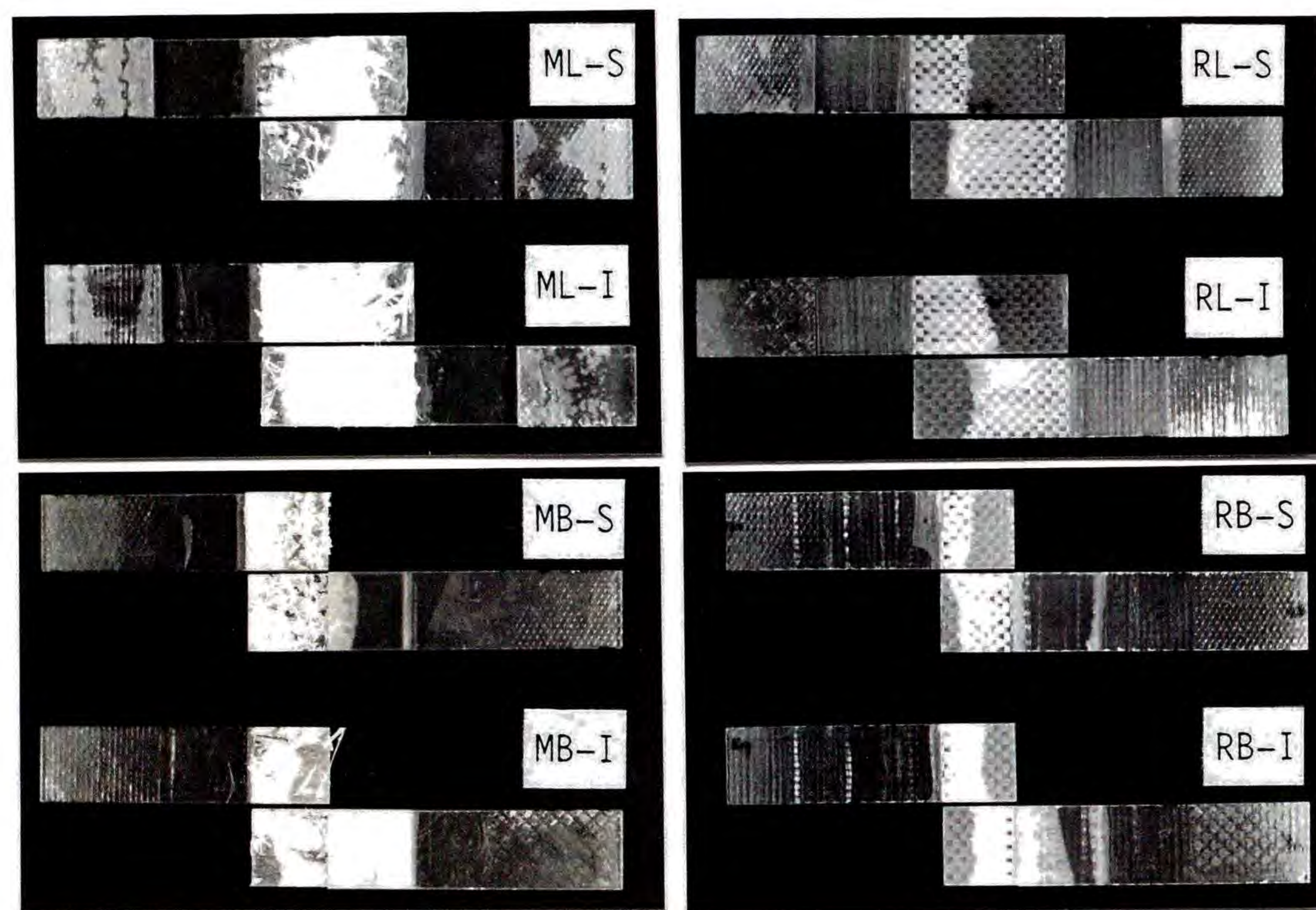


図6.2.7 接着継手試験片の破壊状況

はほとんど認められず、むしろ繊維と樹脂の接着強度が支配的となる。したがって、ガラスマットFRP接着継手の場合には、破壊強度の荷重応力速度依存性が現われ衝撃抵抗が増すこととなる一方、ガラスクロスFRP接着継手の場合は、バット継手におけるように荷重の伝達機構によっては静的の場合よりじん性の点で劣ることもあり得ると推察される。

6.2.4 結言

シングルラップ継手およびバット継手について、FRP被着材としてガラスマットFRPとガラスクロスFRPの2種類を用い、ラップ長さを3段階に変化させ、衝撃引張試験および静的引張試験を行なった。得られたデータについてワイブル分布に基づく統計解析を行なった結果、本実験の範囲内で以下のことが明らかになった。

- (1) ガラスマットFRP接着継手の衝撃強度は、シングルラップ継手とバット継手のいずれにおいても静的強度よりも大きい。また、単位幅当たりの衝撃強度については、ラップ長さを大きくとることによる破壊荷重に対する効果は、静的荷重の場合より大きい。
- (2) ガラスクロスFRP接着継手の場合、衝撃強度は、シングルラップ継手では静的強度とほぼ同じ値を示し、バット継手では小さい値を示した。したがって、ガラスクロスFRP接着継手の設計に際しては、衝撃荷重に対して十分注意する必要がある。

第7章 円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動

7.1 円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動

7.1.1 緒言

実際のFRP構造物においては、第5章で述べたように薄肉はりを使用されることが考えられ、その接着継手についても強度特性を明らかにしておく必要がある。FRP円筒接着継手に関する研究においては、有限要素法を使って応力解析を行ない、強度特性を検討している場合が多い。しかし、これらの研究においてはFRPを強化繊維とマトリックスよりなる複合材料としてではなく、均質直交異方性体と近似して解析を行なっているため、FRPの不均質材料特有の破壊を解析することができない。

そこで、本節においてはFRP材の損傷をリアルタイムで検知できるAE法を使って、GFRP円筒接着継手の曲げ荷重とねじり荷重が組み合わされた荷重条件下における破壊過程を実験的に明らかにする。GFRP円筒接着継手について、曲げ、ねじりそして曲げモーメントとねじりモーメントの比率を3種類に変化させた組合せ曲げ・ねじり試験を行ない、組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊条件式について検討する。次に、曲げ、ねじり、組合せ曲げ・ねじり荷重および引張荷重の各荷重条件下における、接着端部近傍のひずみおよびAEの測定を行ない、各荷重条件下の破壊過程について明らかにする。

7.1.2 実験方法

7.1.2.1 試験片

試験に使用した円筒接着継手試験片の形状を図7.1.1に示す。試験片に使用したのは、強化材にガラスロービング、マトリックス材に不飽和ポリエステル樹脂を使用した連続引抜成形法による一方向強化GFRP円筒である。接着継手試験片は、内径27mm、外径31mm、長さ80mmのGFRP円筒（以下、被着材と呼ぶ）を突き合わせてその突き合わせ部に、内径31mm、外径38mm、長さ20mmの同じ材質の

GFRP円筒（以下、オーバーレイ材と呼ぶ）を接着剤で接着し製作した。接着には、第6章で使用した接着剤と同じエポキシ・ポリアミド系の接着剤を使用し、60℃で48時間硬化させた。試験片は、硬化後室温にて24時間保持したのち実験に使用した。

7.1.2.2 実験方法

実験は、引張、曲げ、ねじりおよび3種類の組合せ曲げ・ねじり試験について行なった。引張試験は、インストロン型引張試験機を使用し、負荷速度3mm/minで行なった。曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験は第5章と同様、インストロン型試験機に曲げ・ねじり試験機を取り付けて行なった。組合せ曲げ・ねじり試験においては曲げおよびねじりモーメントの比率が、3:2、1:1、1:2の3種類について実験を行なった。また、接着端部近傍のひずみ変化より接着層の破壊状況を知るため、図7.1.2に示すように試験片にひずみゲージを取り付け、ひずみ測定を行なった。曲げモーメントによる接着層への影響に対しては、軸方向のひずみゲージで測定し、ねじりモーメントによる影響に対しては45°方向のひずみゲージにより測定した。ひずみゲージからの信号とインストロン型試験機のロードセルからの信号を、A/D変換器を介してパーソナルコンピュータに取り込みデータ処理を行なった。

次に、接着部近傍のAE信号についても測定を行なった。使用したAE解析装

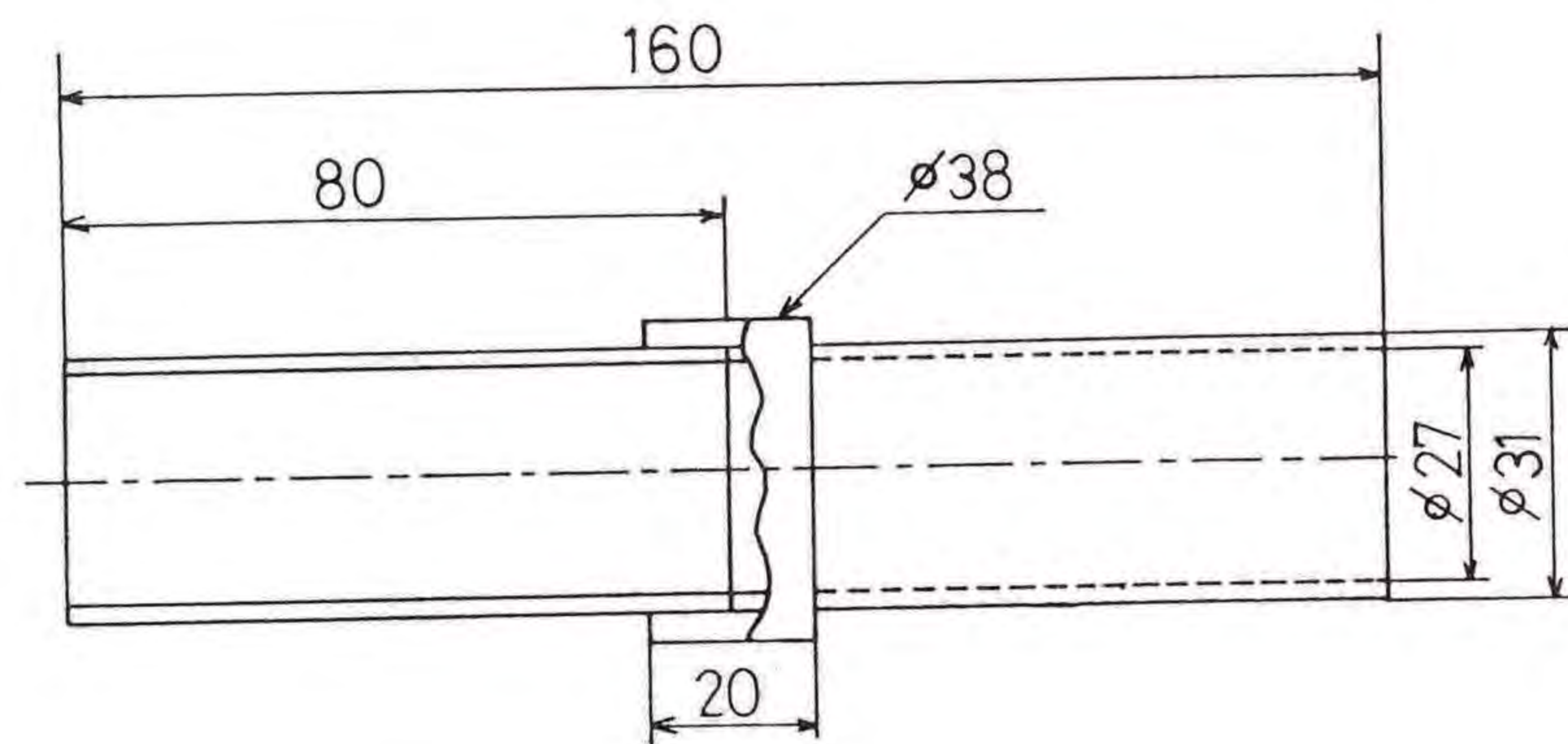


図7.1.1 円筒接着継手試験片

置は9502-UPLLOT（株）エヌエフ回路設計ブロック）であり、図7.1.3に測定システムの概略図を示している。AEセンサは図7.1.4に示す位置に試験片との接触面にシリコングリスを塗布し、ビニルテープで固定した。使用したAEセンサの共振周波数は140kHzであり、しきい値はセンサ出力で約200 μ Vに設定した。9502-UPLLOTで測定したAEパラメータは、GP-IBを介してパーソナルコンピュータに取り込みデータ処理を行なった。

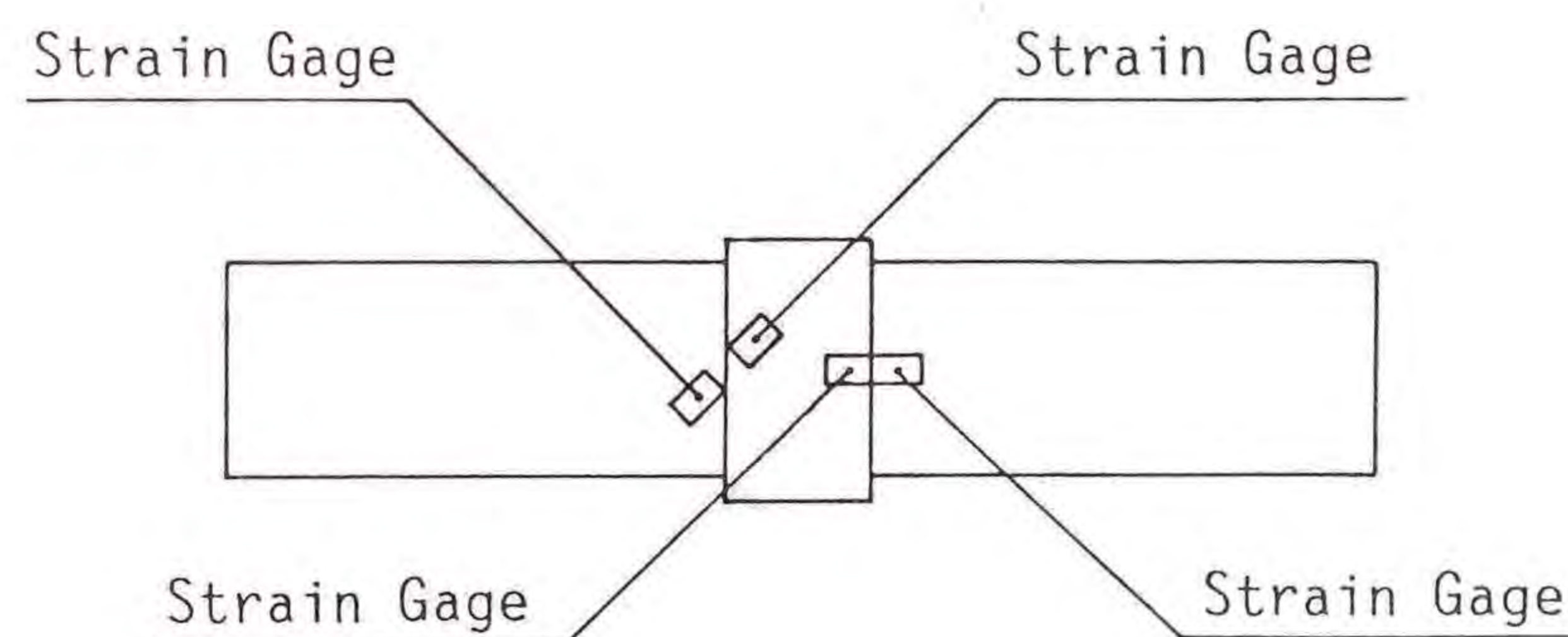


図7.1.2 ひずみゲージ取り付け位置

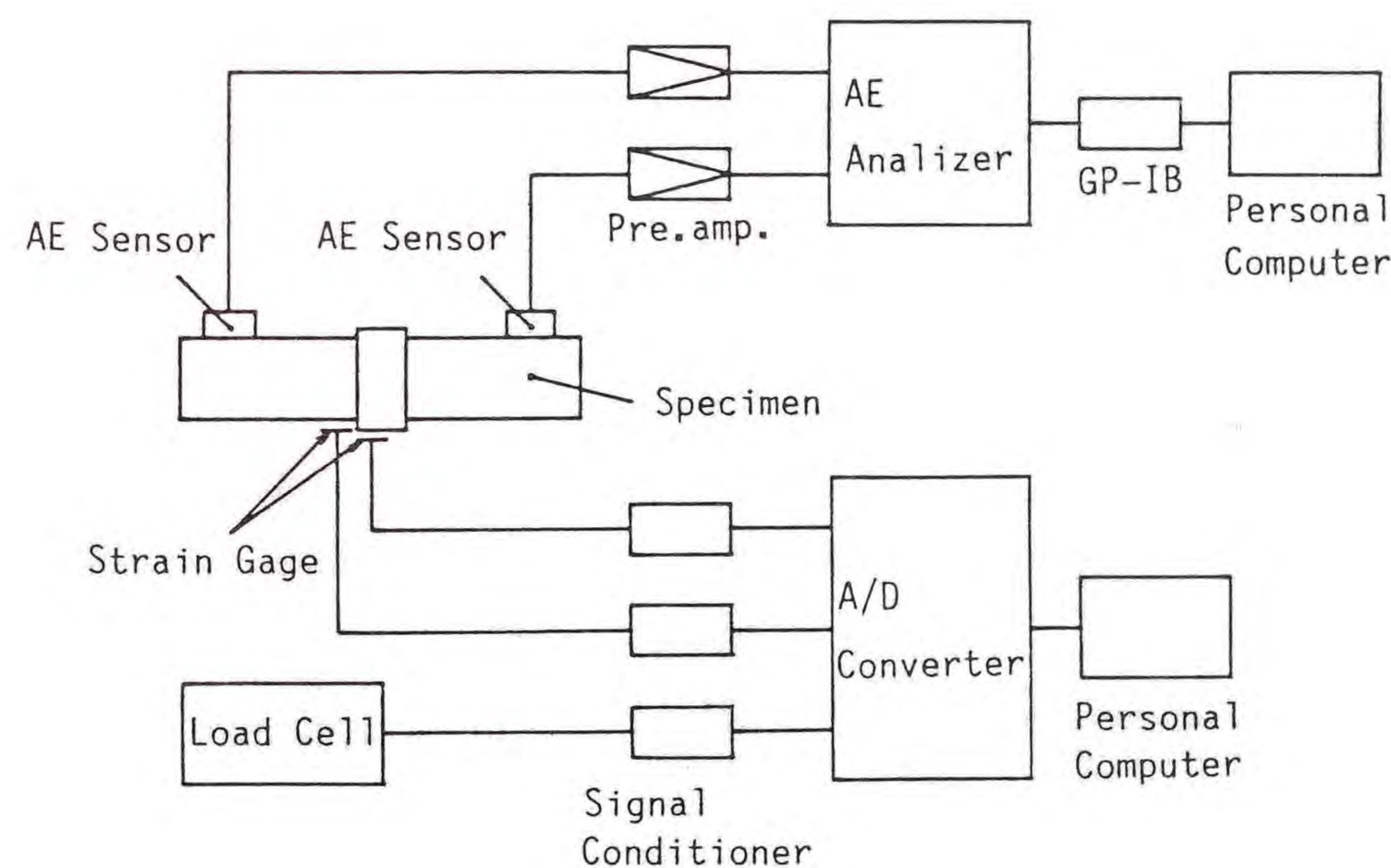


図7.1.3 測定システム

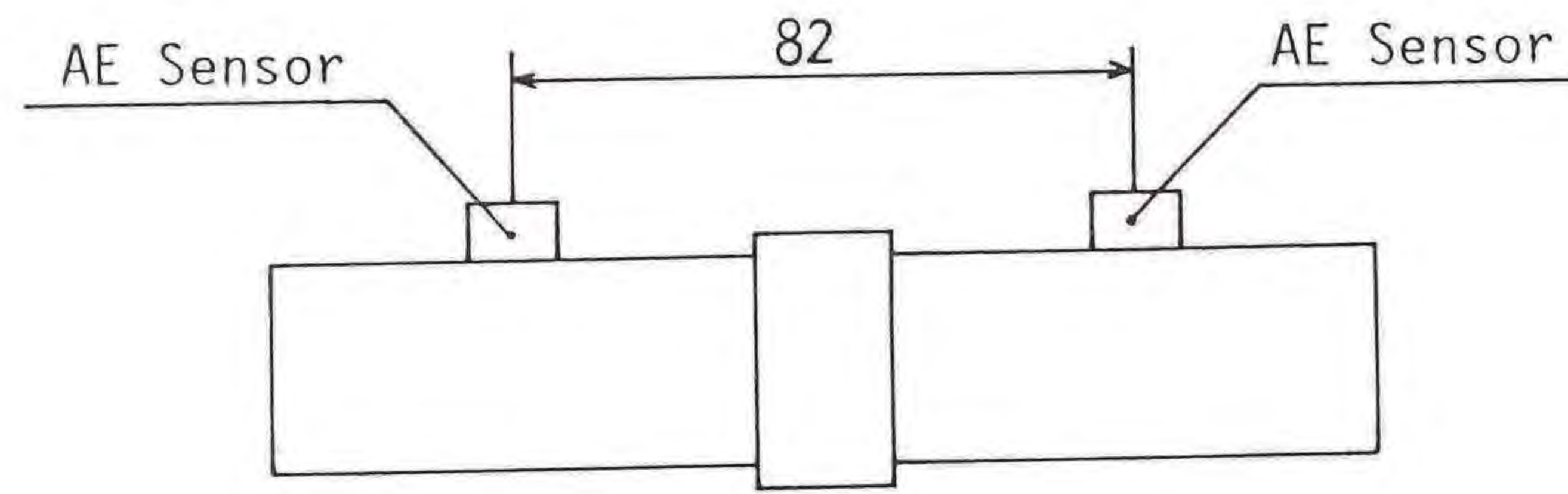


図7.1.4 AEセンサ取り付け位置

7.1.3 実験結果および考察

7.1.3.1 破壊強度

引張試験における破壊荷重の平均値は8.6kNであった。また、接着層におけるせん断強度の平均値は8.9MPaであった。

曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験結果を図7.1.5に示す。図の横軸、縦軸は、それぞれ破壊時の曲げモーメント成分とねじりモーメント成分を示している。したがって、横軸上の点は曲げ試験における結果を示しており、縦軸上の点はねじり試験結果を示している。また、図中の●印は各実験値の平均値を表している。

第5章において、薄肉FRP箱型はりおよびFW円筒について、組合せ曲げ・ねじり荷重下において、破壊条件式が以下に示す式によって表し得ることを示した。

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_b}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_b}\right)^2 = 1 \quad (5.3再)$$

ここで、 σ_b 、 τ_b は、それぞれ曲げ強度とせん断強度であり、 σ 、 τ は、曲げ応力およびせん断応力である。本研究においては、式(5.3)において、曲げ強度およびせん断強度を、曲げ試験およびねじり試験における破壊曲げモーメント(M_b)と破壊ねじりモーメント(T_b)に置き換え、曲げ応力とせん断応力を曲げモーメント(M)とねじりモーメント(T)で置き換えて、以下に示す破壊条件式とした。

$$\left(\frac{M}{M_b}\right)^2 + \left(\frac{T}{T_b}\right)^2 = 1 \quad (7.1.1)$$

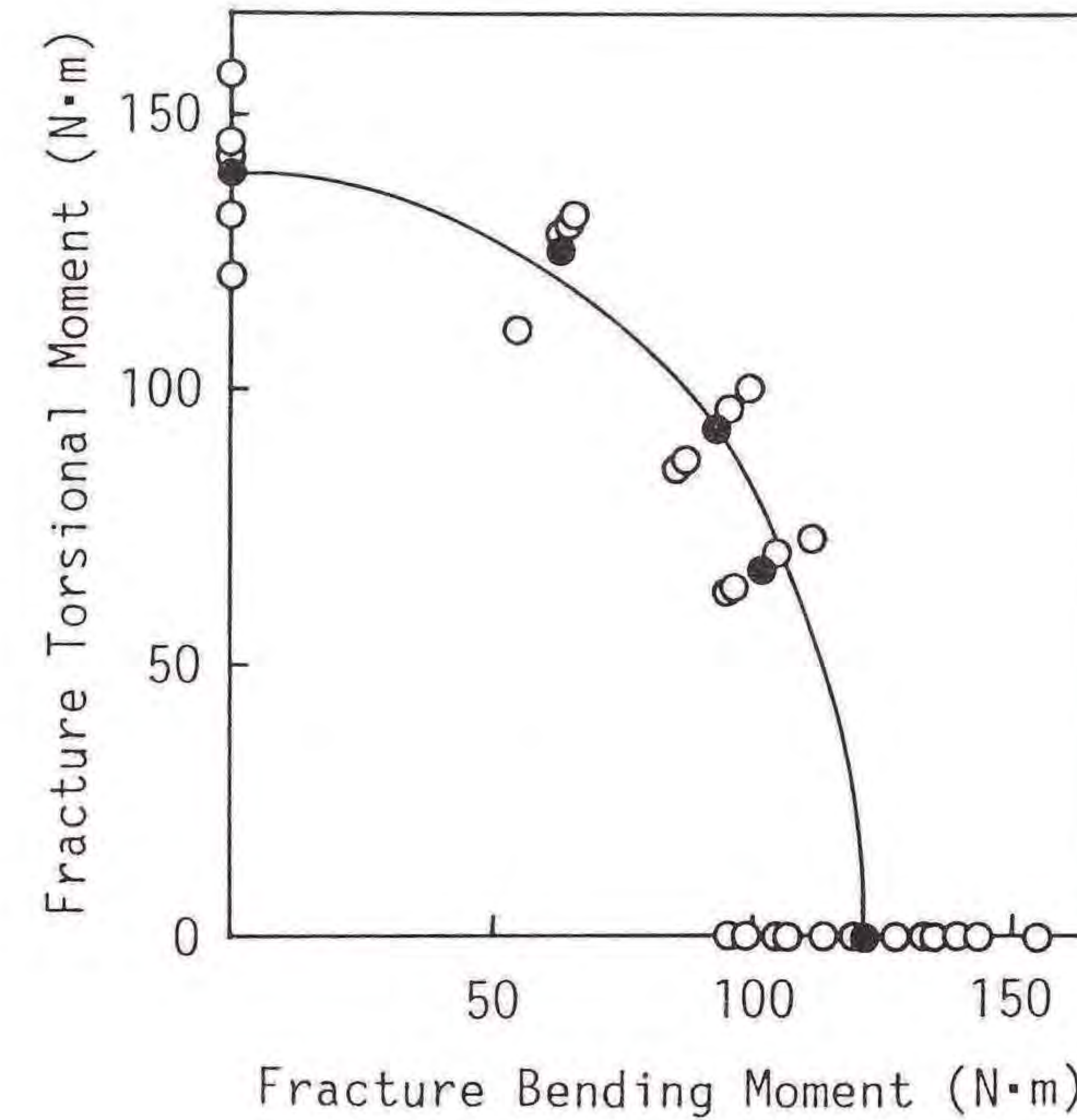


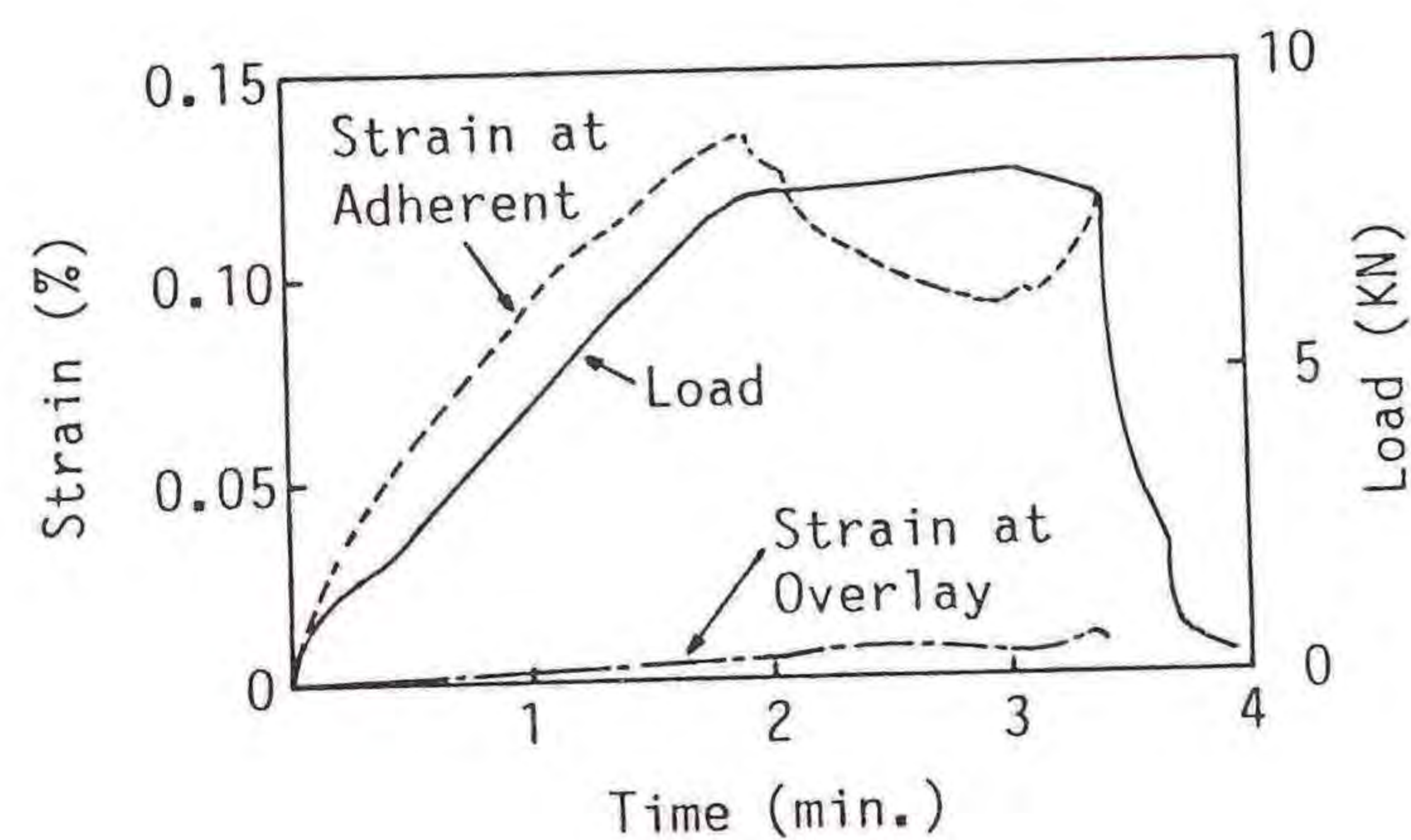
図7.1.5 組合せ曲げ・ねじり強度

図7.1.5の曲線は式(7.1.1)によって描かれており、実験値がよく曲線によって表されていることがわかる。したがって、GFRP円筒接着継手においても、破壊条件式が曲げモーメントとねじりモーメントにより、簡単なだ円を表す2次式で表されることがわかった。

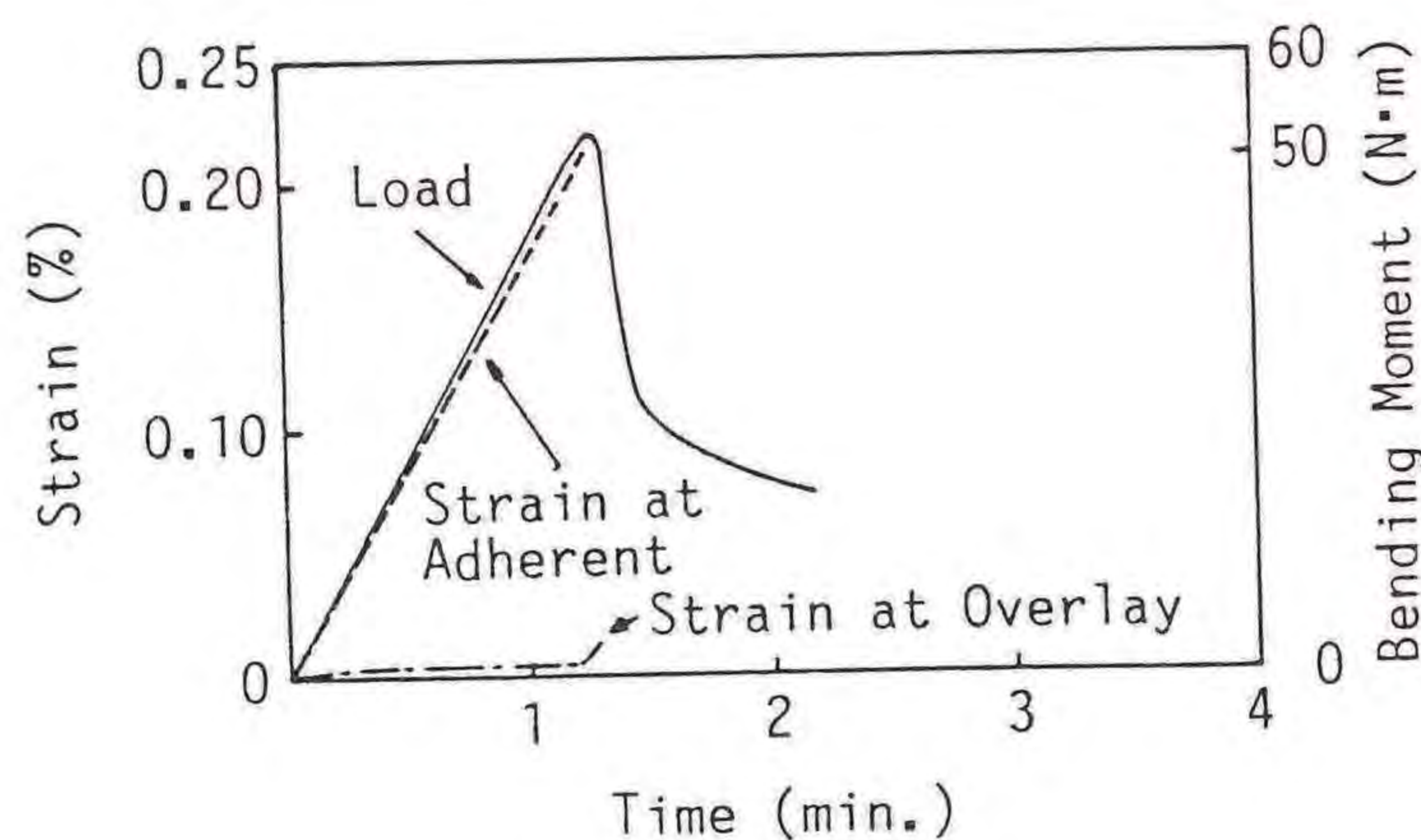
7.1.3.2 接着部の破壊過程

(a) ひずみによる測定

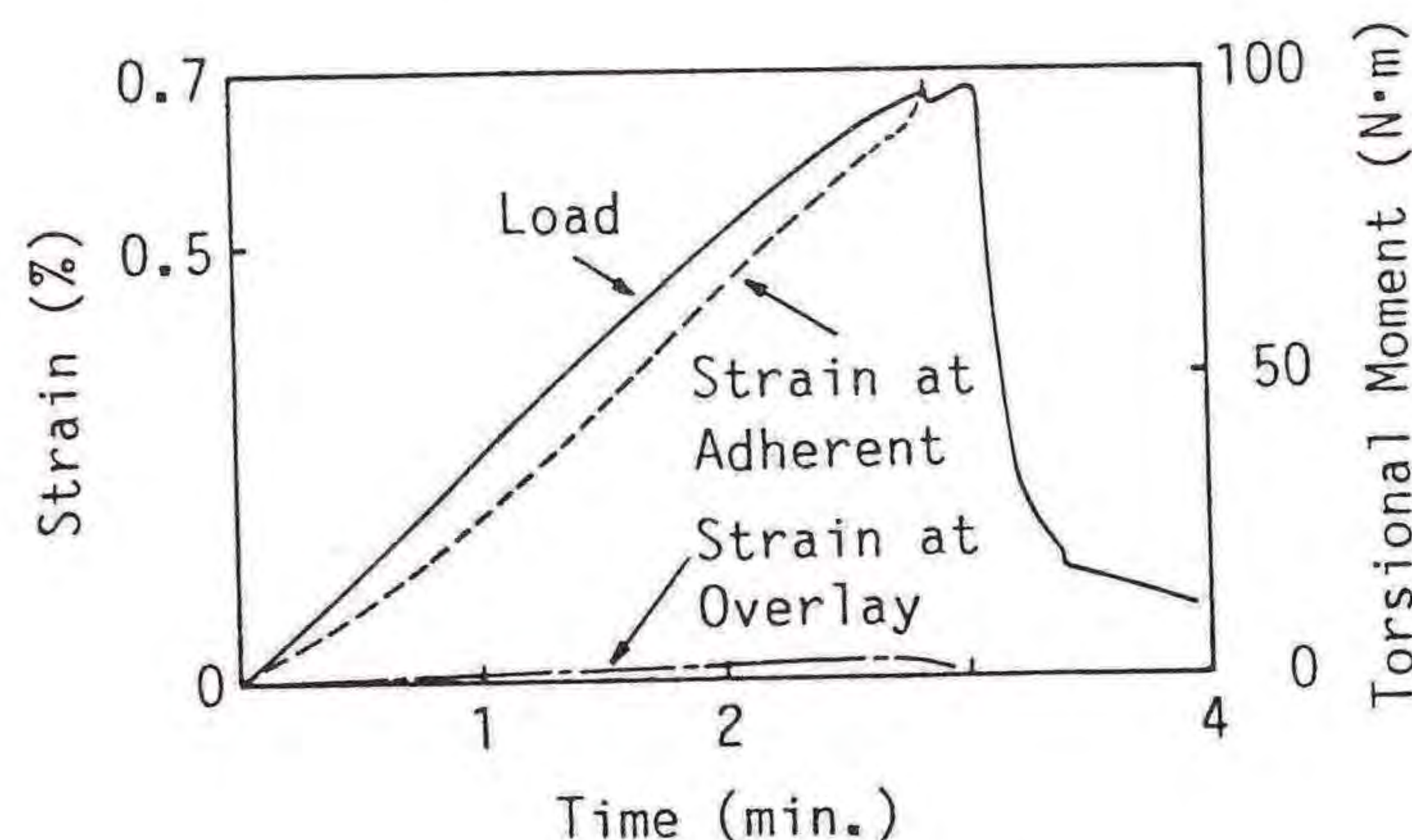
図7.1.6(a)~(c)に引張、曲げ、ねじりのそれぞれに対する荷重あるいはモーメントと接着部近傍でのひずみの負荷時間に対する変化を示している。なお、これらはすべて各試験結果の一例である。図中において、実線が荷重あるいはモーメントを表しており、破線が被着材のひずみ、一点鎖線がオーバーレイ材のひずみにそれぞれ対応している。また、引張試験、曲げ試験における結果は軸方向のひずみを表しており、ねじり試験の結果は軸方向に対し45°方向のひずみを表している。



(a) Tensile Test.



(b) Bending Test.



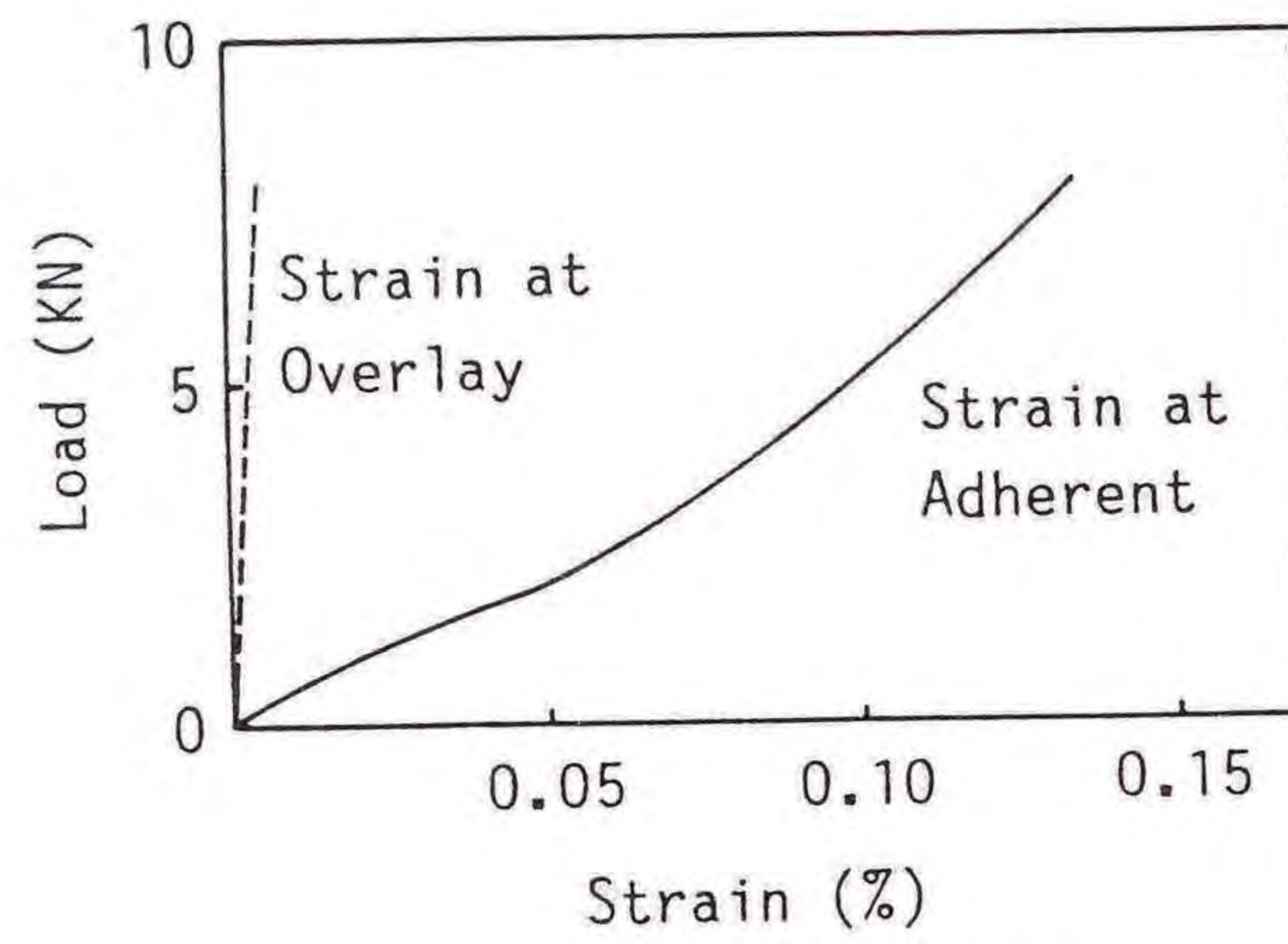
(c) Torsional Test.

図7.1.6 接着部近傍のひずみの負荷時間に対する変化：
(a)引張試験結果、(b)曲げ試験結果、(c)ねじり試験結果

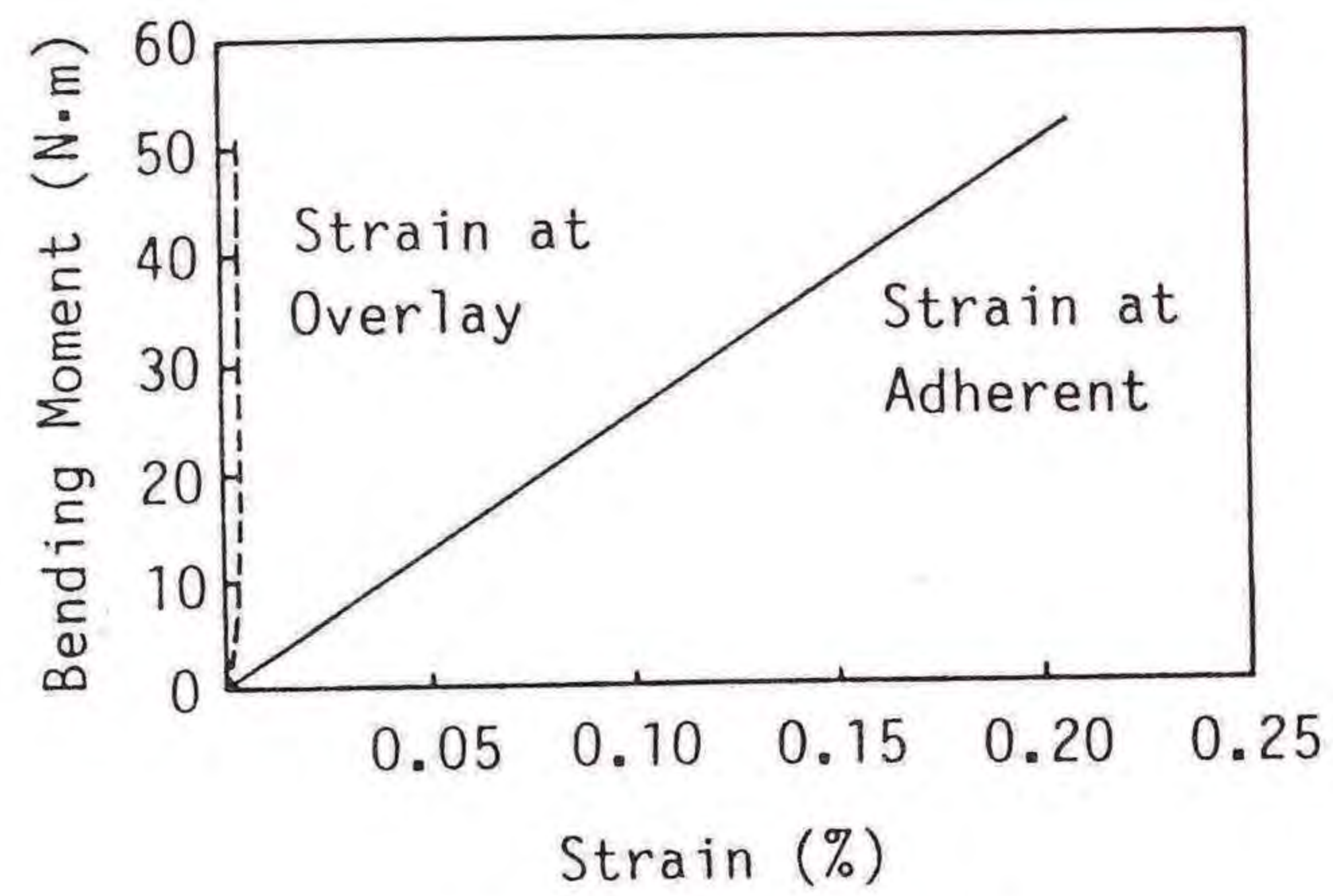
図7.1.6(a)の引張試験の場合、荷重の増加とともに被着材の軸方向のひずみも増加しており、ひずみが減少し始めると同時に荷重が増加しなくなり、一定の値を保ちながら損傷が進み、急激に荷重が減少している。被着材のひずみが減少しているのは、接着層の損傷が進み、接着部における被着材の応力集中が緩和されたためであり、ひずみの減少は接着部の破壊状況を示していると考えられる。オーバーレイ材のひずみは小さく、接着層の破壊状況に対して敏感でない。図7.1.6(b)に曲げ試験結果を示しているが、この場合荷重の増加とともに被着材のひずみも同じように増加しており、引張試験の場合とは異なっている。ねじり試験については、図7.1.6(c)に示しているが、この場合も荷重の増加とともに被着材のひずみが増加しており、荷重が最大値に達した後急激に減少している。組合せ曲げ・ねじり試験については、曲げモーメント成分による軸方向のひずみは、曲げ試験における結果と同じ挙動を示しており、ねじりモーメント成分によるせん断ひずみは、ねじり試験における挙動と同じである。図7.1.7(a)~(c)において、図7.1.6(a)~(c)の結果を荷重あるいはモーメントとひずみの関係に整理し直して示している。図において横軸にひずみ、縦軸に荷重あるいはモーメントをとり、被着材については実線で示し、オーバーレイ材については破線で示している。図7.1.7(a)の引張試験の場合には、荷重と被着材のひずみは線形関係を示しておらず、不安定な非線形関係を示した。曲げあるいは組合せ曲げ・ねじり試験の場合は(図7.1.7(b))、曲げモーメントと被着材のひずみが線形関係を示しており、図7.1.7(c)のねじりあるいは組合せ曲げ・ねじり試験においては、ねじりモーメントと被着材のひずみは非線形関係を示している。オーバーレイ材については、いずれの負荷条件においてもひずみ量が小さいこともあり、あまり明確な特徴が見られなかった。

(b) AEによる測定

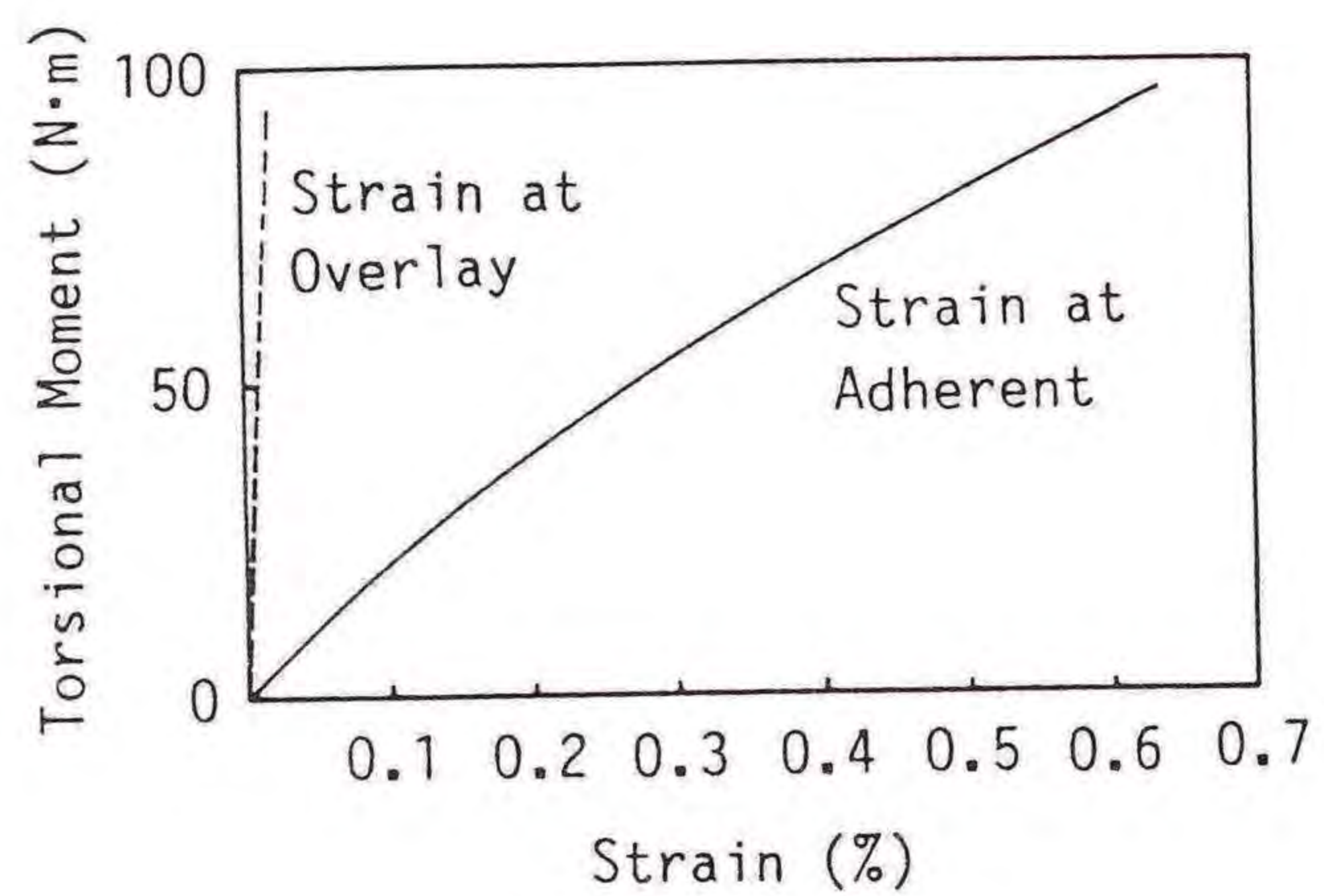
図7.1.8(a)~(d)に、AE波のセンサへの到達時間差による位置標定の結果を示す。図において、横軸にAE発生位置、縦軸にAEイベントカウントをとっている。横軸のAE発生位置は、AEセンサを結ぶ直線上では試験片中央部の長さ33mmの範囲に相当しており、a-b間にオーバーレイ材が存在する。図7.1.8(a)



(a) Tensile Test.

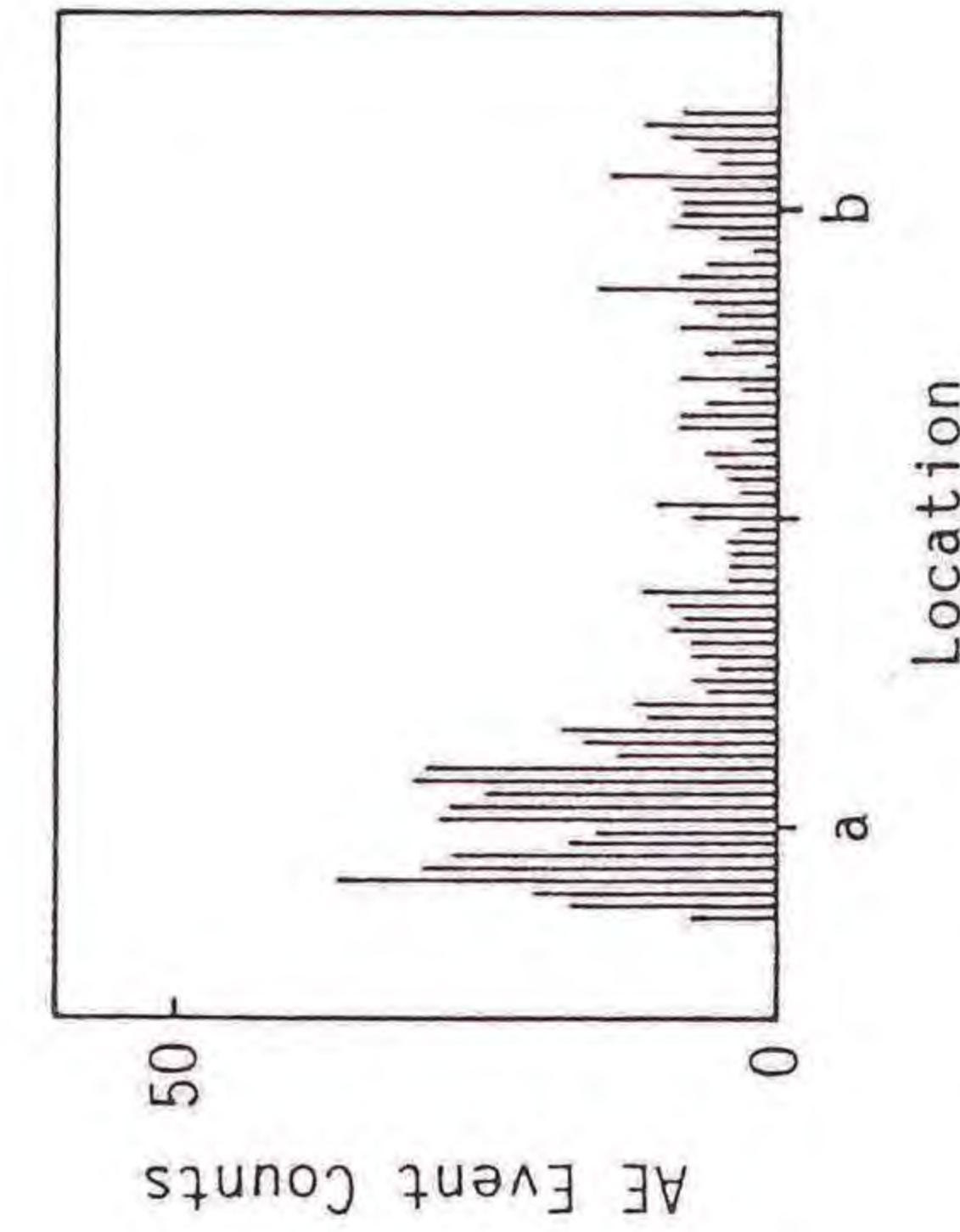


(b) Bending Test.

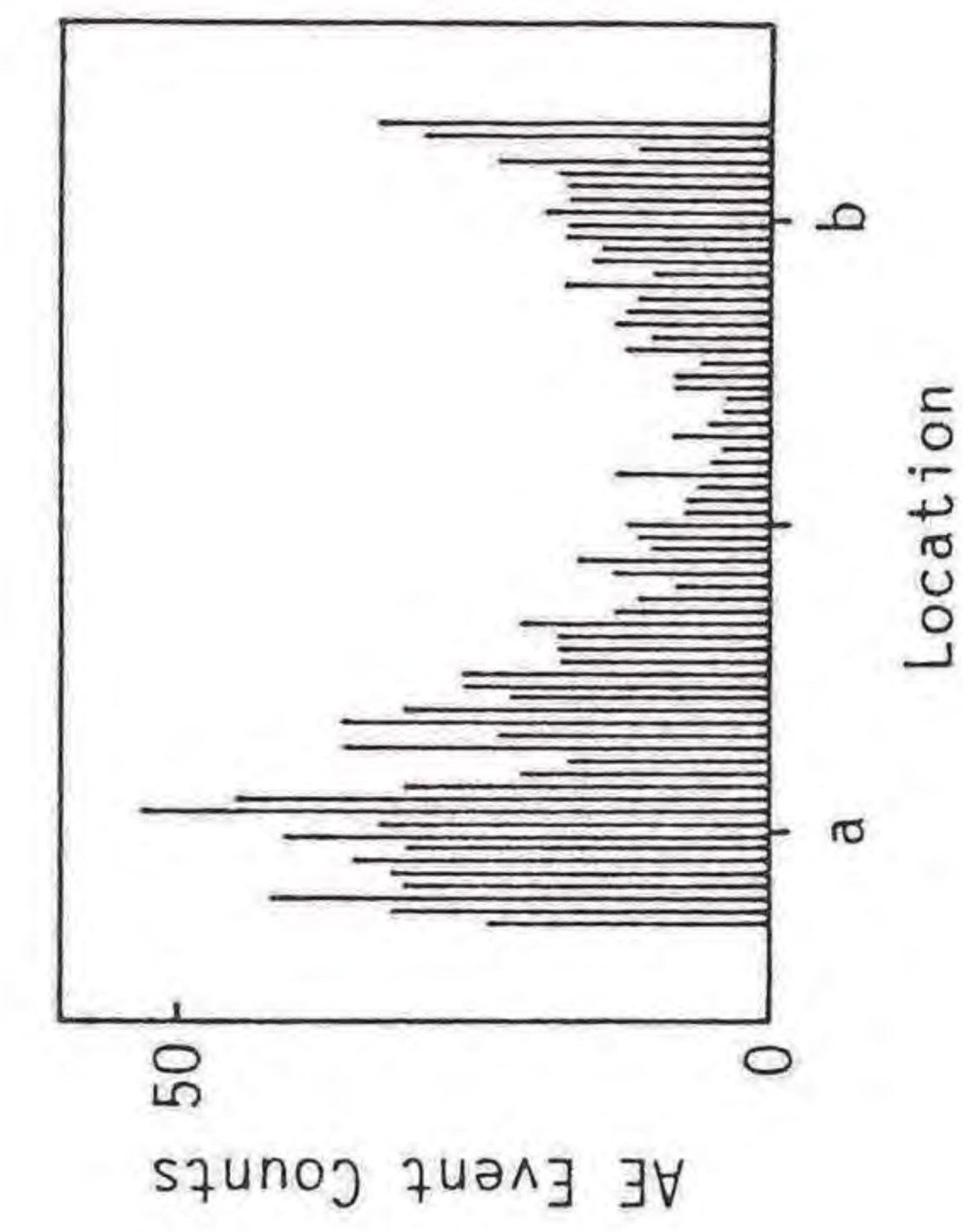


(c) Torsional Test.

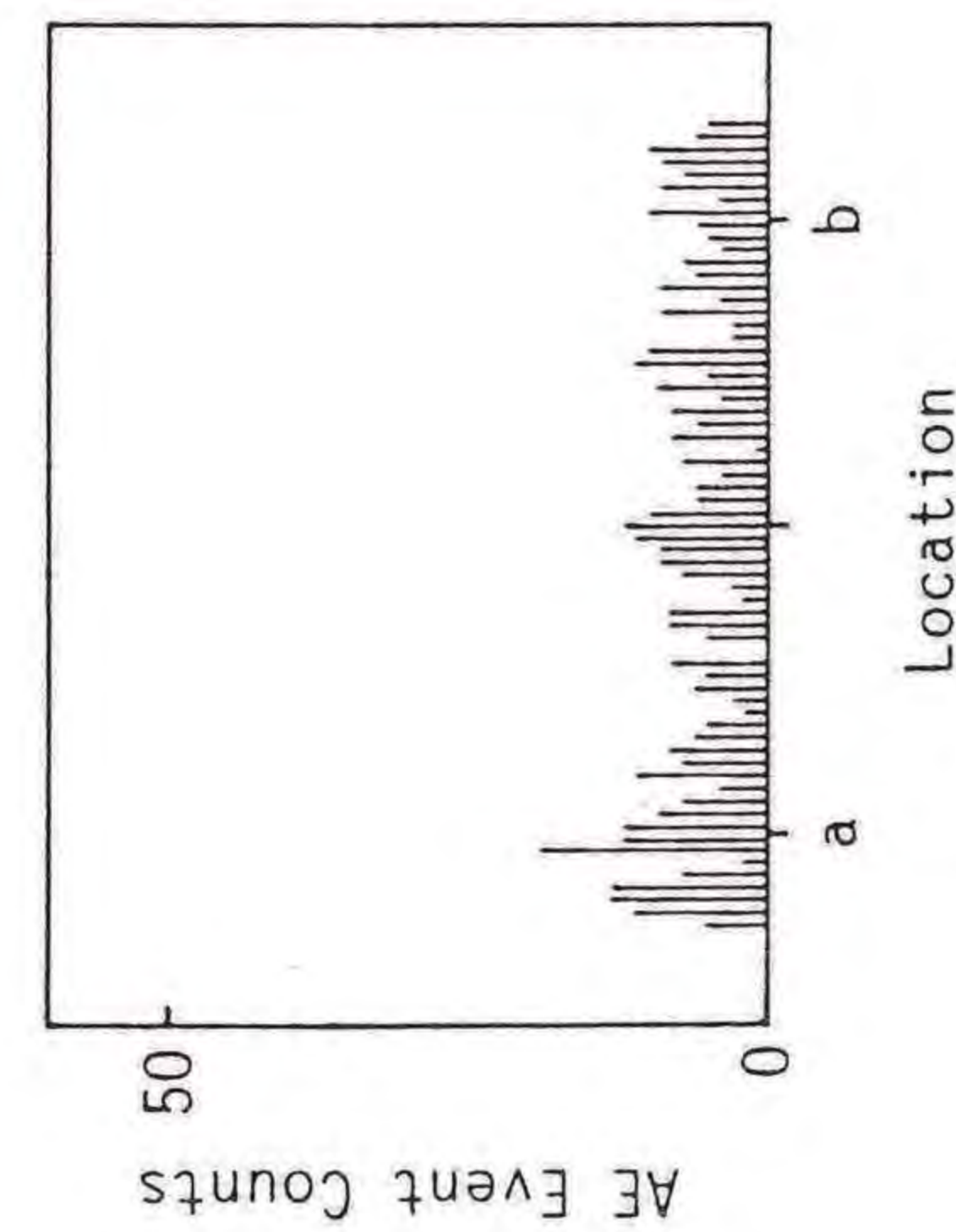
図7.1.7 接着部近傍のひずみと荷重の関係：
(a)引張試験結果、(b)曲げ試験結果、(c)ねじり試験結果



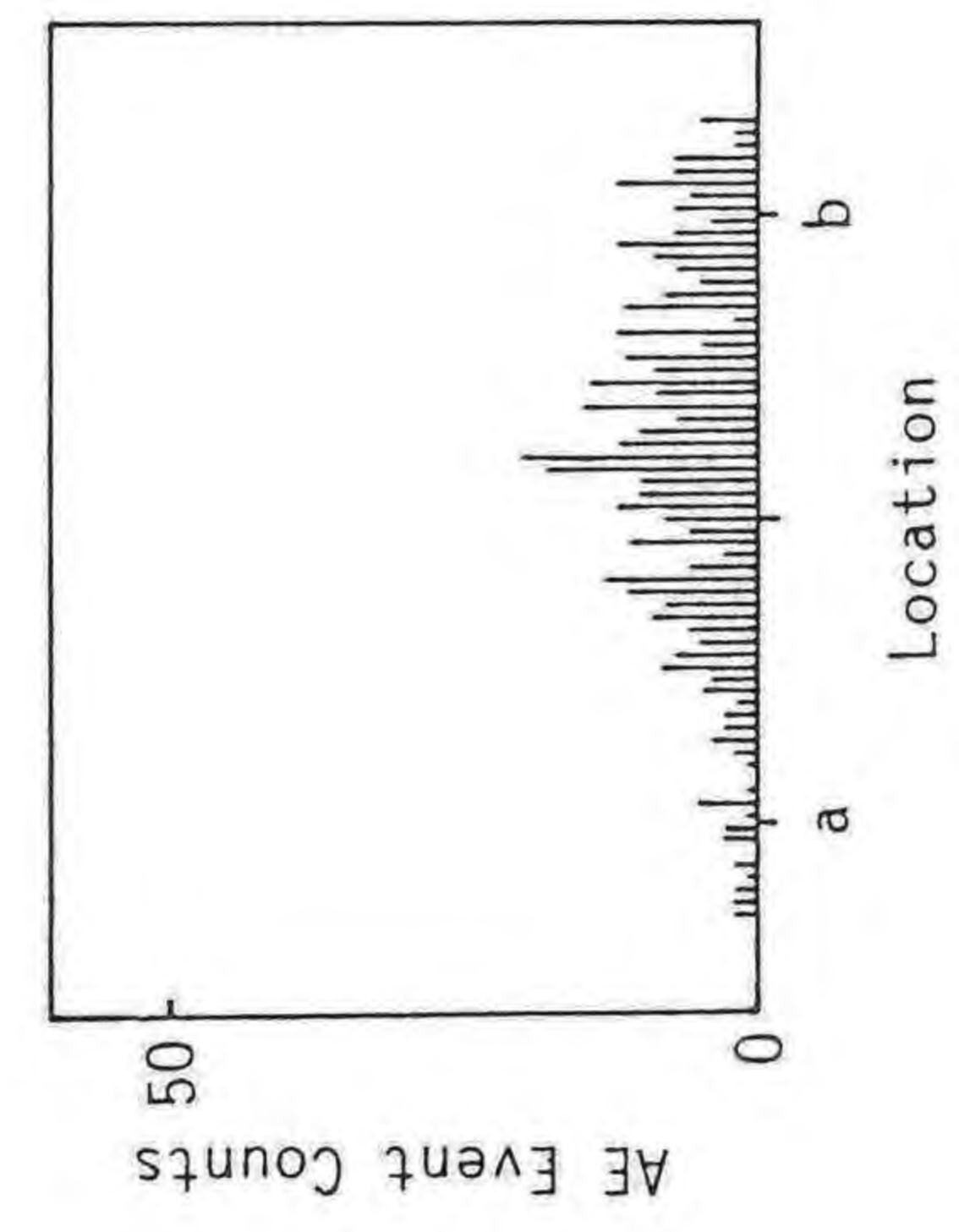
(c) Combined Bending and Torsional Test
(Bending Moment:Torsional Moment=1:1)



(d) Torsional Test.



(a) Tensile Test.



(b) Bending Test.

図7.1.8 AE信号発生位置：
(a)引張試験結果、(b)曲げ試験結果、
(c)組合せ曲げ・ねじり試験結果（曲げモーメント：ねじりモーメント
= 1:1）、(d)ねじり試験結果

は引張試験における結果を示しているが、図からわかるようにA E測定範囲全域にほぼ同数のA Eイベントが分布している。曲げ試験(図7.1.8(b))においては測定範囲の中央部に多くのA Eイベントが分布しており、ねじり試験(図7.1.8(d))では、逆に測定範囲の両端ほど多くのA Eイベントが分布している。組合せ曲げ・ねじり試験で、曲げモーメントとねじりモーメントの比率が1:1の場合の一例を図7.1.8(c)に示しているが、この場合曲げ試験とねじり試験における結果の中間的な分布をしている。以上のことより、引張試験においては、A Eイベントとして捉え得る損傷が接着部においては一様に起こっている。それに対し、曲げ試験、組合せ曲げ・ねじり試験そしてねじり試験と、試験片に加わる曲げモーメント成分とねじりモーメント成分の比率が変化することによって、損傷の領域も変化することがわかる。つまり、曲げモーメント成分が多いほど接着部中央に損傷が多く発生し、ねじりモーメント成分が多くなると接着部両端に損傷が多く発生している。図7.1.9(a)~(c)に破壊試験片の写真を示す。図7.1.9(a)の引張試験における破壊試験片は接着層のみの破壊であり、被着材には損傷の様子が見られない。図7.1.9(b)の曲げ試験の場合、試験片の中央突き合わせ部に損傷が多く見られる。ねじり試験においては、図7.1.9(c)に示すように接着部両端にも損傷が多く見られ、上に述べたA Eによる損傷位置の測定と一致している。

次に、各試験におけるA E信号の振幅分布を図7.1.10(a)~(d)に示している。図7.1.10(a)の引張試験の結果の場合、振幅が低いところに多くのA Eイベントが分布している。図7.1.10(b)の曲げ試験では、引張試験の場合より振幅が大きいほうに比較的多く分布しており、図7.1.10(c)のねじり試験では、振幅分布は全体に様なA Eイベントの分布を示している。組合せ曲げ・ねじり試験(曲げモーメントとねじりモーメントの比率が1:1)(図7.1.10(d))についても、曲げおよびねじり試験と同じような振幅分布を示している。これらの結果から、引張試験においては被着材に損傷が及ぶことがなく、接着層のエポキシ樹脂のみの破壊であることから、接着層破壊のみの引張試験においては小さな振幅をもつA E信号が多くなることがわかる。また、曲げ、ねじりそして組合せ曲げ・ねじり試験では、接着層の表面層のはく離が起こっていることから、被着材に損傷が起こった場合は大きな振幅のA E信号も多く含まれることを示していることがわ



(a) Tensile Test.

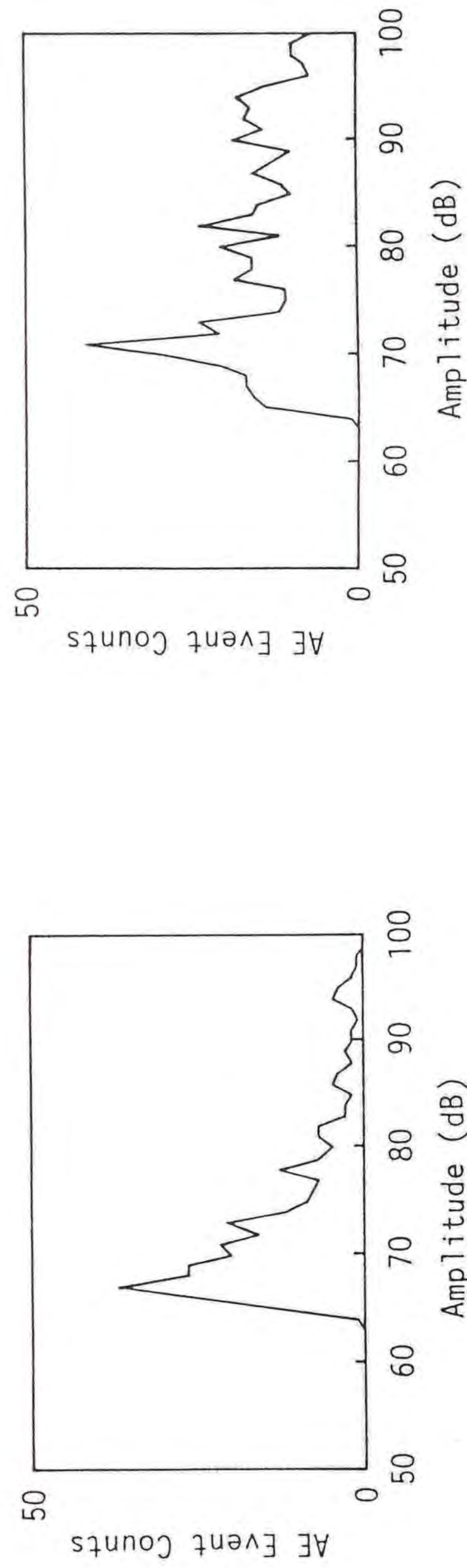


(b) Bending Test.

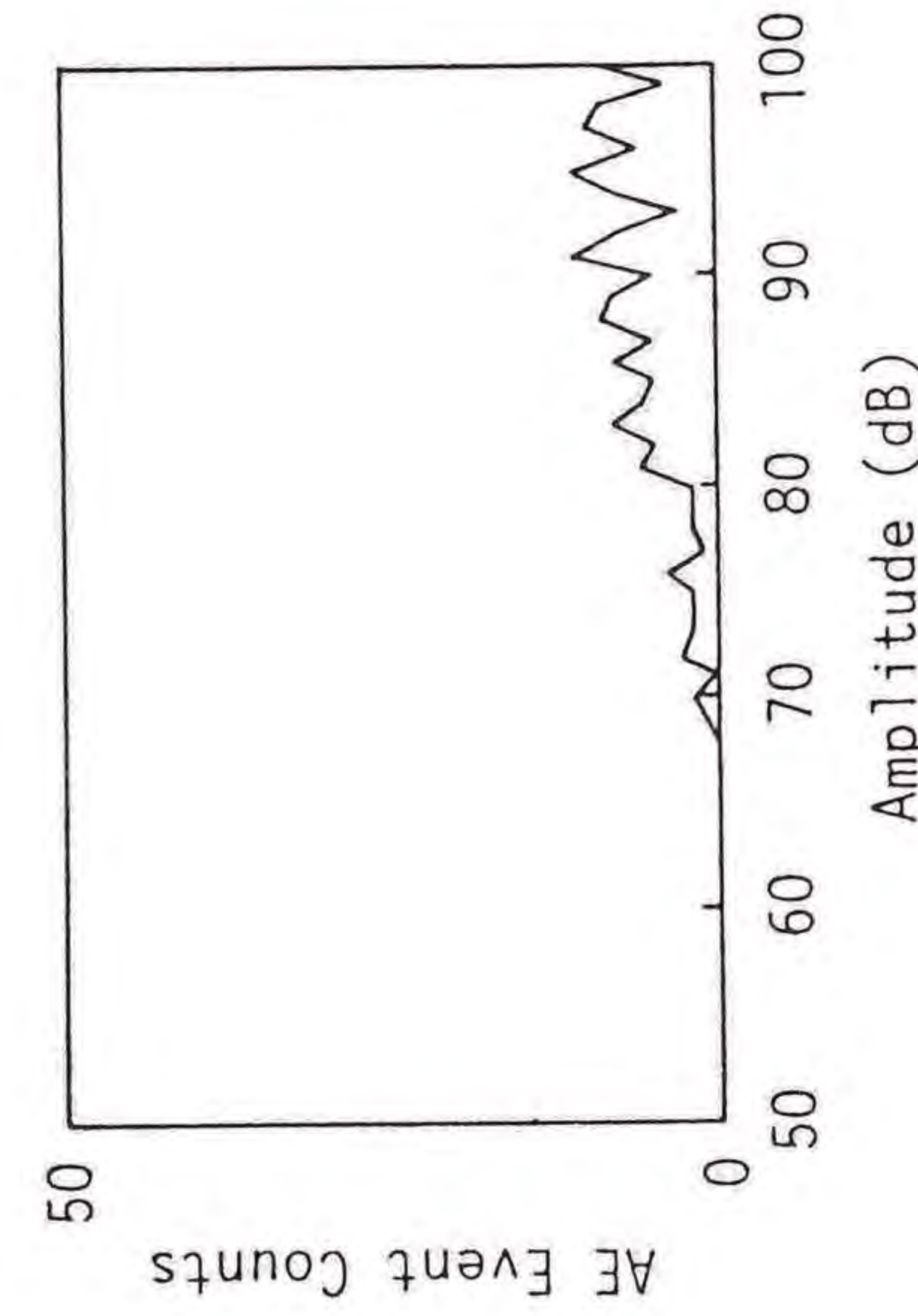


(c) Torsional Test.

図7.1.9 破壊試験片の状況：
(a)引張試験片、(b)曲げ試験片、(c)ねじり試験片

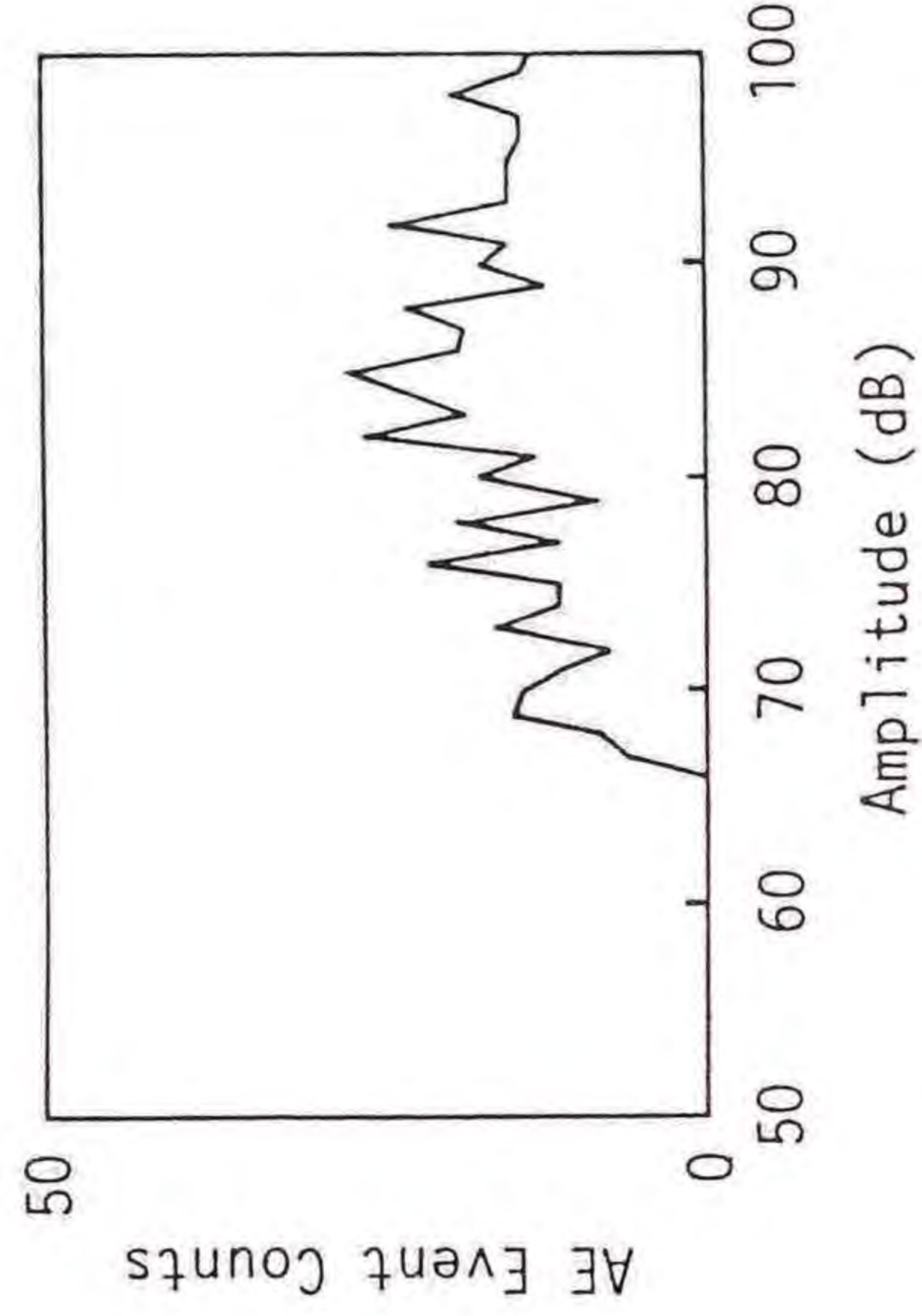


(a) Tensile Test.



(b) Bending Test.

(c) Torsional Test.



(d) Combined Bending and Torsional Test
(Bending Moment:Torsional Moment=1:1).

図7.1.10 A E 振幅分布：(a)引張試験結果、(b)曲げ試験結果、
(c)ねじり試験結果、(d)組合せ曲げ・ねじり試験結果（曲げモーメント
：ねじりモーメント = 1 : 1）、

かる。次に、A E - 時間特性について述べる。図7.1.11(a)~(d)に引張試験、曲げ試験、 組合せ曲げ・ねじり試験（曲げモーメントとねじりモーメントの比率が 1 : 1）、そしてねじり試験結果の一例を示している。横軸に負荷時間、縦軸に A E イベントカウントをとっている。引張試験においては、破壊までの負荷時間全体にわたってほぼ同じ数の A E イベントが測定されている。一方、曲げ試験、組合せ曲げ・ねじり試験およびねじり試験においては、 各試験で増加の割合は異なっているものの、負荷時間とともに A E イベントが増加しており、引張試験の場合とは異なっている。このことは、引張試験においては接着層の樹脂のみが損傷しており、被着材はあまり損傷を受けないのに対し、他の試験においては負荷

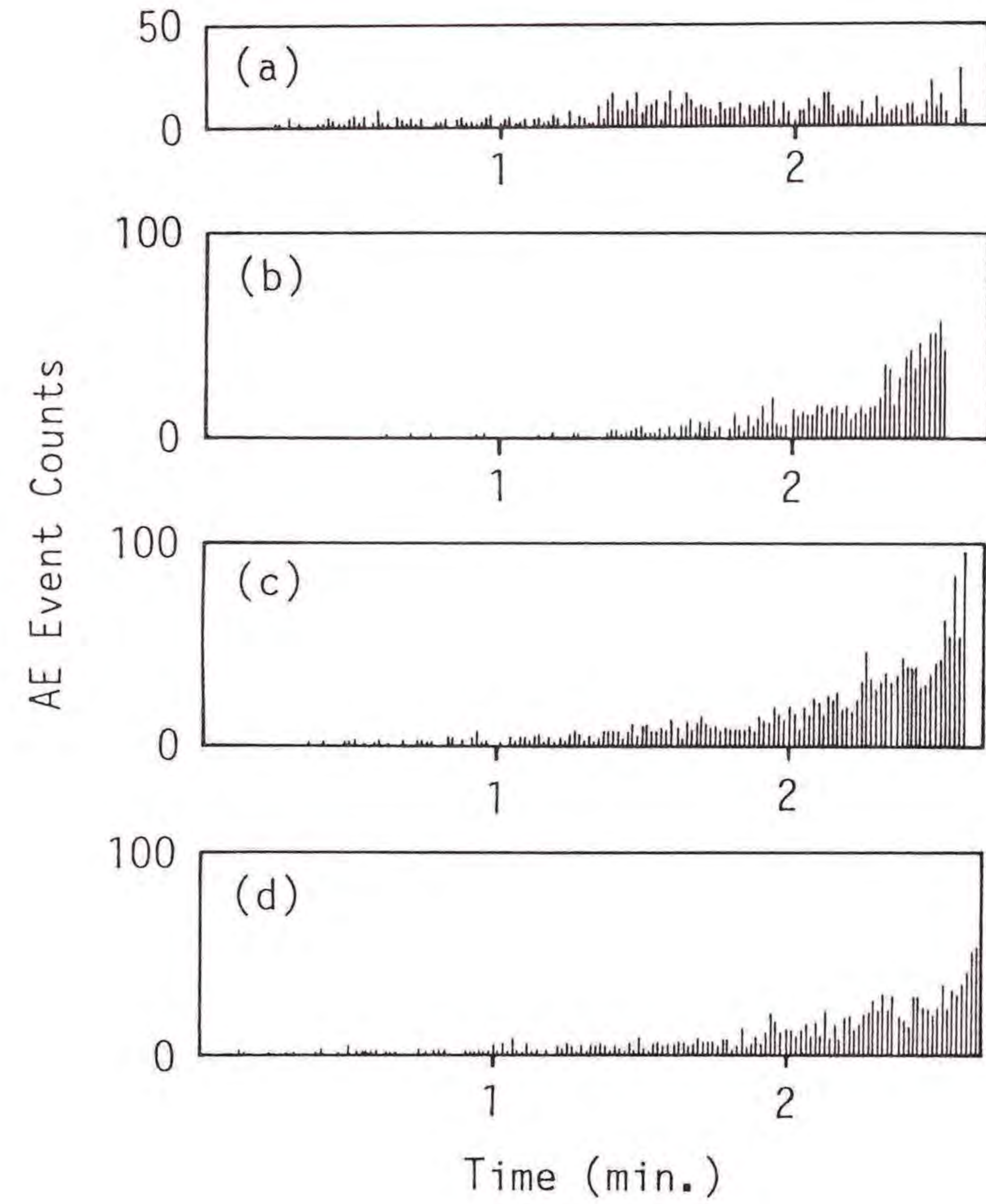


図7.1.11 A E イベント - 負荷時間特性：(a)引張試験結果、(b)曲げ試験結果、
(c)組合せ曲げ・ねじり試験結果（曲げモーメント：ねじりモーメント = 1 : 1）、(d)ねじり試験結果

時間とともに負荷が大きくなり、接着層から被着材に損傷が順次進展していくことを示しているものと思われる。

7.1.4 結言

GFRP円筒接着継手について、引張、曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験を行ない、その強度について調べた。また、各負荷条件下における接着部のひずみとAEの測定を行ない、接着部の破壊過程を検討した。その結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 組合せ曲げ・ねじり荷重下におけるFRP円筒接着継手の破壊条件式は、だ円を表す2次式で表現できることがわかった。
- (2) 接着部のひずみとAEの観察結果より、引張荷重下においては接着層の破壊が主であるのに対し、曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり荷重下においては、FRP被着材の表面はく離などを伴い、破壊を起こすことがわかった。
- (3) 接着部の損傷領域は、負荷条件によって異なることがわかった。曲げ荷重下においては接着部の中央に主に損傷が見られ、ねじりモーメント成分が増加するにつれて、損傷領域は接着部の端に広がることが観察された。

7.2 円筒接着継手の組合せ曲げ・ねじり荷重下における破壊挙動 (接着不良の影響)

7.2.1 緒言

FRPの接着継手においては、結合が接着剤の化学的反応により行なわれるために接着不良が起こる可能性があり、設計強度が保障されないことが考えられる。したがって、接着継手の信頼性を向上する上で、接着不良についてその発生原因およびその防止法を十分明らかにしておく必要がある。接着不良に関する研究としては、超音波あるいはAEを利用して接着不良を非破壊的に検出する方法の研究がある^{90) 91)}。また、FRP板を成形するとき使用する離型剤などが被着材表面に付着する場合について、その接着強度への影響および改善法について検討されている⁹²⁾。そして、接着時に被着材から発生する気泡が接着剤内に存在する場合について、接着継手の疲労強度の低下およびその改善法に関する研究も行なわれている⁹³⁾。接着不良に関する研究は、以上のような接着不良の検出法および接着不良の原因とその防止法に関する研究が主なものである。しかし、接着不良部が全く存在しないとして接着継手の設計を行なうことは危険であり、接着不良部が存在する可能性を考慮し、接着不良の程度による強度や剛性などの機械的性質に及ぼす影響を明らかにしておくことも、接着継手の信頼性を向上する上で重要であると考えられる。

そこで、本節では第7.1節と同じ試験片について、接着部に接着不良が部分的に存在する場合に、組合せ曲げ・ねじり荷重下において強度、剛性および破壊過程がどのように変化するかを実験的に明らかにする。

7.2.2 実験方法

7.2.2.1 試験片

実験に使用したGFRP円筒接着継手試験片の材質、接着剤および接着方法は7.1節と同じである。本節では、接着不良部が存在する場合の破壊挙動への影響を調べるため、人為的に継手試験片の接着部に接着不良部を作った。接着不良部を有する継手試験片の製作においては、図7.2.1に示すように被着材の接着部分

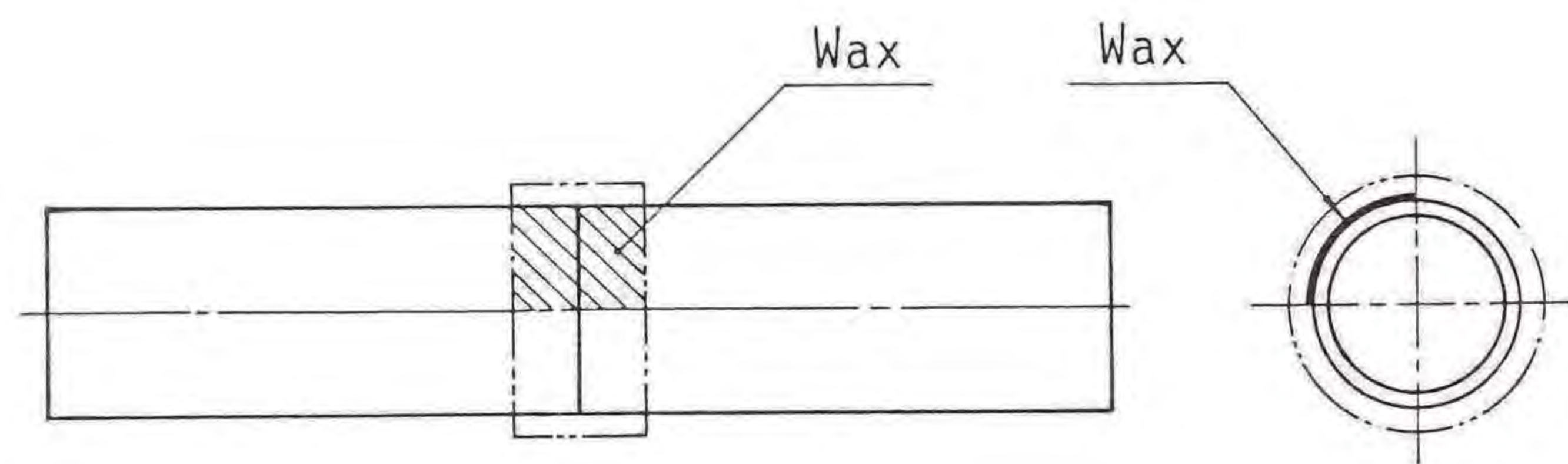


図7.2.1 接着不良試験片における接着不良位置

の一部に離型剤を塗布して接着を行ない、一定面積の接着不良部を作る方法を採用した。接着不良試験片として、接着不良面積の全接着面積に対する割合（以下、接着不良面積比と呼ぶ）が1/8および1/4の2種類の試験片を用意した。

7.2.2.2 実験方法

実験は、曲げ、ねじりおよび曲げモーメントとねじりモーメントの比が1:1および1:2の組合せ曲げ・ねじり負荷について行なった。なお、曲げおよび組合せ曲げ・ねじり試験においては、接着不良部分に引張応力が働くように負荷する試験（以下、引張側接着不良試験と呼ぶ）と圧縮応力が働くように負荷する試験（以下、圧縮側接着不良試験と呼ぶ）の2通りについて行なった。なお、接着不良面積比が1/4で引張側接着不良試験の場合の試験片を1/4T、圧縮側接着不良試験の場合を1/4Cと呼び、接着不良面積比が1/8の場合も同様にそれぞれ1/8Tおよび1/8Cと呼ぶことにする。また、接着不良のない試験片を完全接着試験片と呼ぶことにする。試験においては、第7.1節と同様、接着部近傍の被着材のひずみ測定およびAE測定を行なった。

7.2.3 実験結果および考察

7.2.3.1 接着不良面積の変化に対する強度および破壊過程への影響

各負荷条件における接着不良試験片の破壊モーメントを、完全接着試験片の破壊モーメントに対する比率で図7.2.2に示している。図において、横軸は接着不良試験片の接着不良面積比を示している。曲げおよび組合せ曲げ・ねじり試験では、圧縮側および引張側接着不良試験の2種類について行なっているので、それ

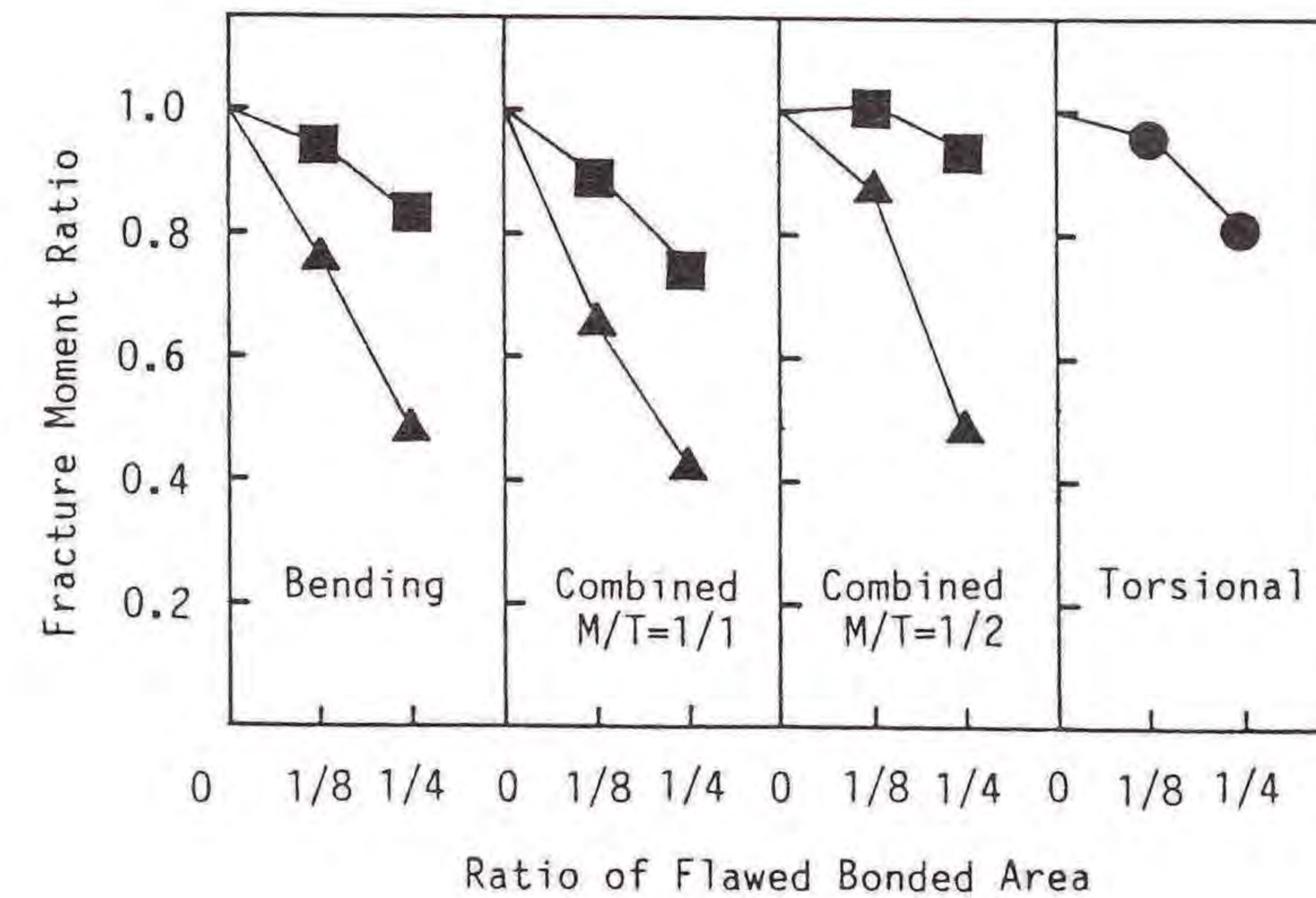


図7.2.2 曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり試験における破壊モーメント

らの結果をそれぞれ■印および▲印で表している。図中の各点は、5本の試験片の測定結果の平均値である。各試験では、測定値が平均値の約±20%の範囲に分布するばらつきの大きい結果を示すこともあったが、平均的には測定値は平均値の約±10%の範囲に分布する程度のばらつきを示した。

(a) 曲げ負荷

圧縮側接着不良試験片の場合、1/8Cでは完全接着継手試験片に比べて6%の強度低下を示しており、接着不良による強度への影響はあまり見られず、1/4Cにおいては17%と接着不良の影響が現われている。一方、引張側接着不良試験片の場合は1/8Tで24%、1/4Tで52%の強度低下が見られ、接着不良が円筒接着継手強度に大きく影響していることがわかる。次に、各試験片の剛性について比較するため、試験機の負荷点の変位に対する試験片に加わる曲げモーメントの変化を図7.2.3に示す。図において、横軸に負荷点の変位、縦軸に試験片に加わる曲げモーメントをとっている。図からわかるように、完全接着試験片では負荷点変位に対して曲げモーメントが直線的に増加している。一方、1/8Cでは曲げ強度が6%しか減少していないにもかかわらず、モーメント-負荷点変位曲線に屈曲点が存在し、曲げ剛性がかなり減少している。他の1/8T、1/4Cおよび1/4T

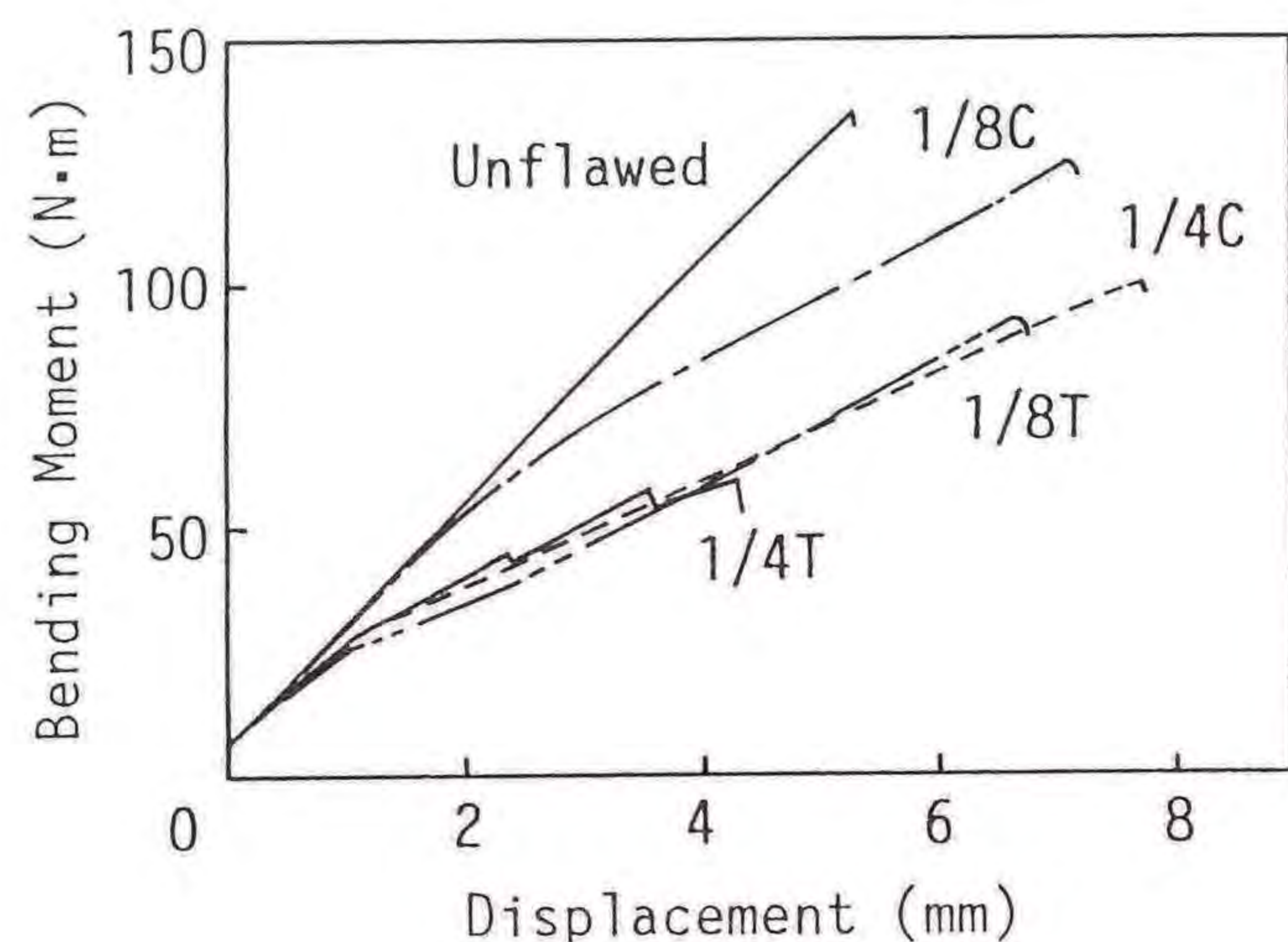


図7.2.3 曲げ試験における負荷点変位に対するモーメントの変化

では、1/8Cより低い曲げモーメントで屈曲点が現われ、剛性が低下している。そして、この3種類の試験片で同一の曲げ剛性の変化を示している。また、1/8Cと他の3種類の試験片では屈曲点の現われる曲げモーメントは異なっているけれども、剛性低下後の曲げモーメント-負荷点変位曲線の傾きは等しく、曲げ剛性が等しくなることがわかる。

次に、1/4Cの接着部のひずみおよびAE測定結果の1例を図7.2.4に示す。曲げモーメント-負荷点変位曲線の屈曲点で、一時的にひずみが減少する傾向を示している。そして、その時点でAE信号も測定されている。したがって、この時点で接着不良部にはく離が発生していることがわかる。その後、再びひずみは増加しているが、負荷点変位に対するひずみの増加率は減少しており、接着部のはく離の影響が現われている。次に、1/8Tにおける接着部のひずみおよびAE測定結果を図7.2.5に示す。接着端部のひずみが曲げモーメント-負荷点変位曲線の屈曲点で減少し、その後曲げモーメントの増加に対してもほぼ一定の値を示しており、接着不良部のはく離によりはく離部の被着材が荷重を分担していないことがわかる。

(b) ねじり負荷

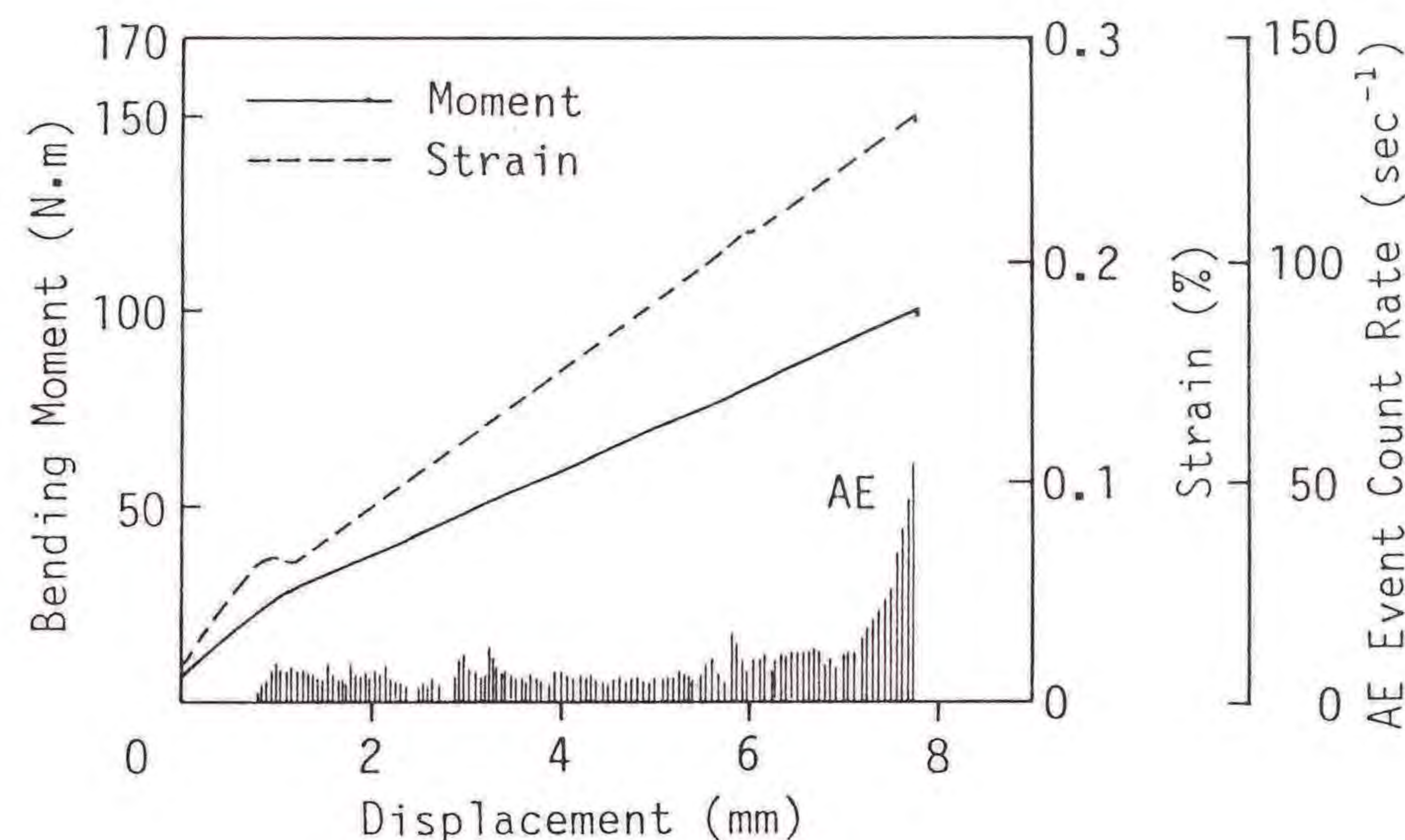


図7.2.4 曲げ試験における1/4C試験片の負荷点変位に対するモーメント、接着部近傍のひずみおよびAEイベントカウントの変化

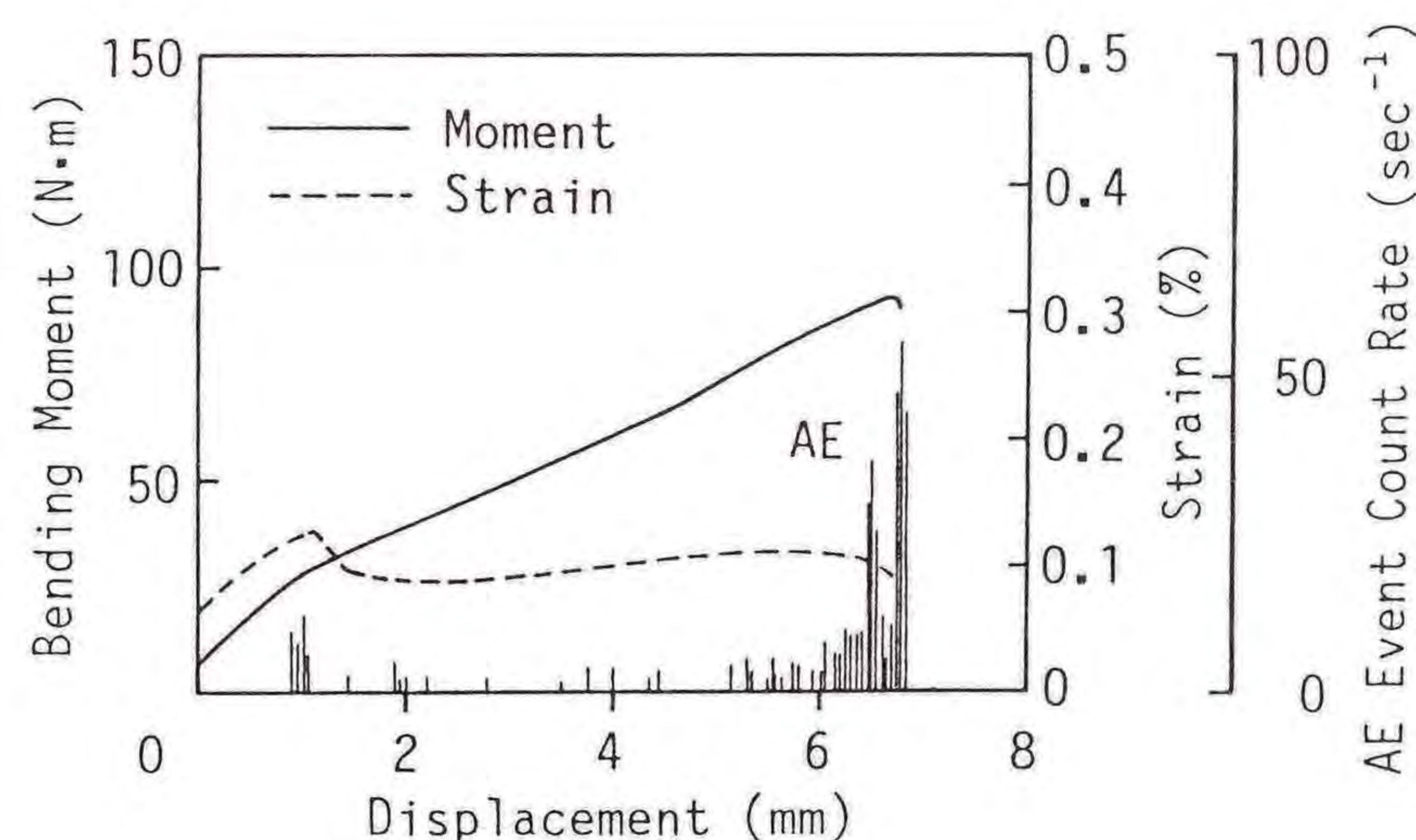


図7.2.5 曲げ試験における1/8T試験片の負荷点変位に対するモーメント、接着部近傍のひずみおよびAEイベントカウントの変化

接着不良による強度低下率は、1/8接着不良試験片で4%、1/4接着不良試験片で19%の値となっており、曲げ試験の場合と同様、1/8接着不良試験片では接着不良の強度への影響はあまりなく、1/4接着不良試験片においては影響が見られる。図7.2.6に、ねじり試験におけるねじりモーメント-負荷点変位曲線の1例を示す。図において、接着不良面積が大きくなるほど剛性は低くなっているが、モーメント-負荷点変位曲線に、曲げ試験の場合のような接着不良部のはく離による屈曲点は見られない。図7.2.7および図7.2.8に、それぞれ1/8および1/4接着不良試験片のねじり試験における接着部のひずみ、AE測定結果の1例を示す。破壊時の負荷点変位は、1/4接着不良試験片の方が1/8接着不良試験片より小さいものの、ひずみは両試験片において試験片の破壊時にほぼ同じ値を示している。したがって、ひずみの負荷点変位に対する増加の割合は、1/4接着不良試験片の方が1/8接着不良試験片より大きくなっており、接着不良部が大きいことによって接着している部分の応力が高くなっていることがわかる。一方、AE測定結果では、1/4接着不良試験片において負荷初期から多くのAE信号が測定されており、破壊が早い時期から始まっていることがわかる。1/8接着不良試験片については完全接着試験片との相違は見られなかった。

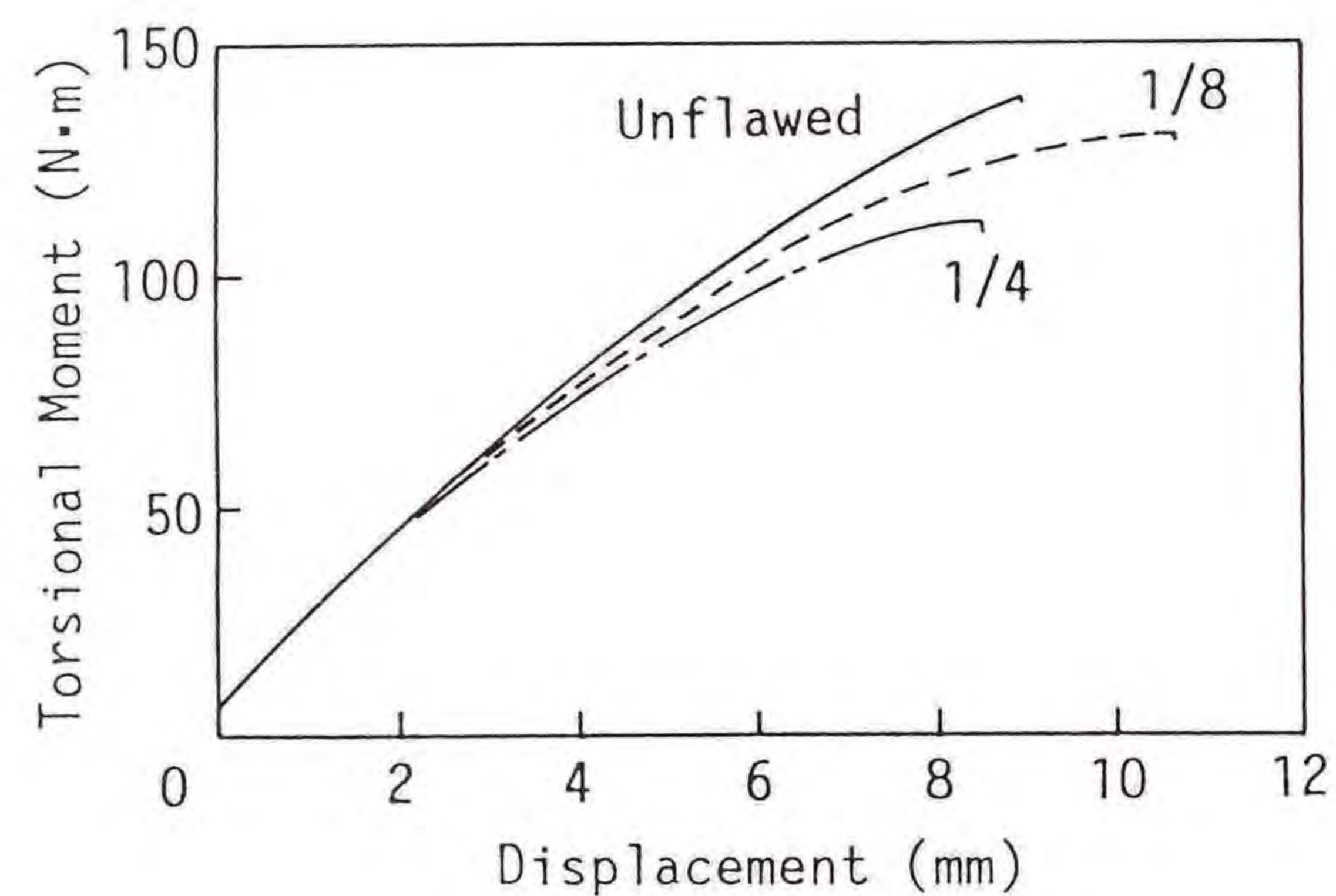


図7.2.6 ねじり試験における負荷点変位に対するモーメントの変化

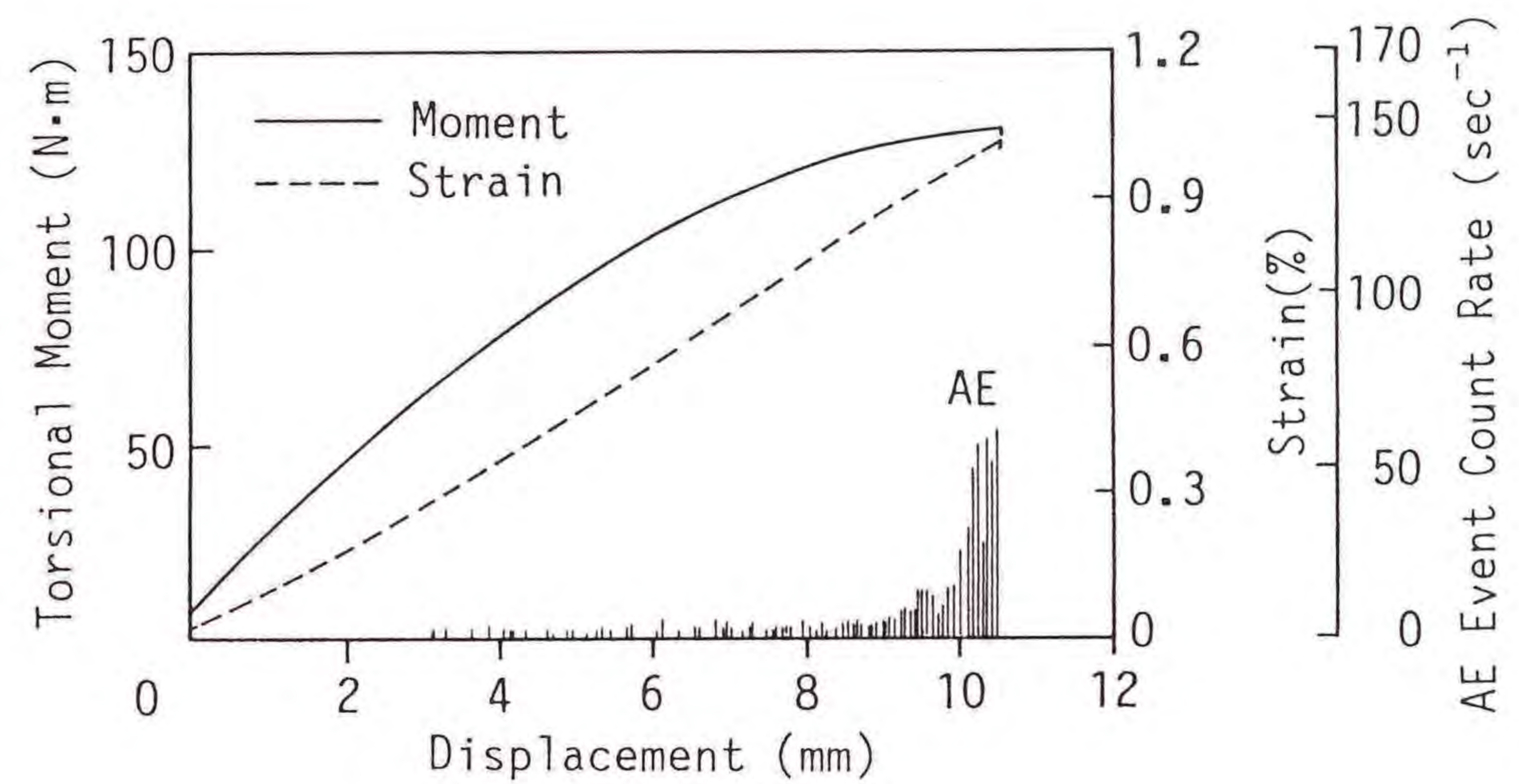


図7.2.7 ねじり試験における1/8接着不良試験片の負荷点変位に対するモーメント、接着部近傍のひずみおよびAEイベントカウントの変化

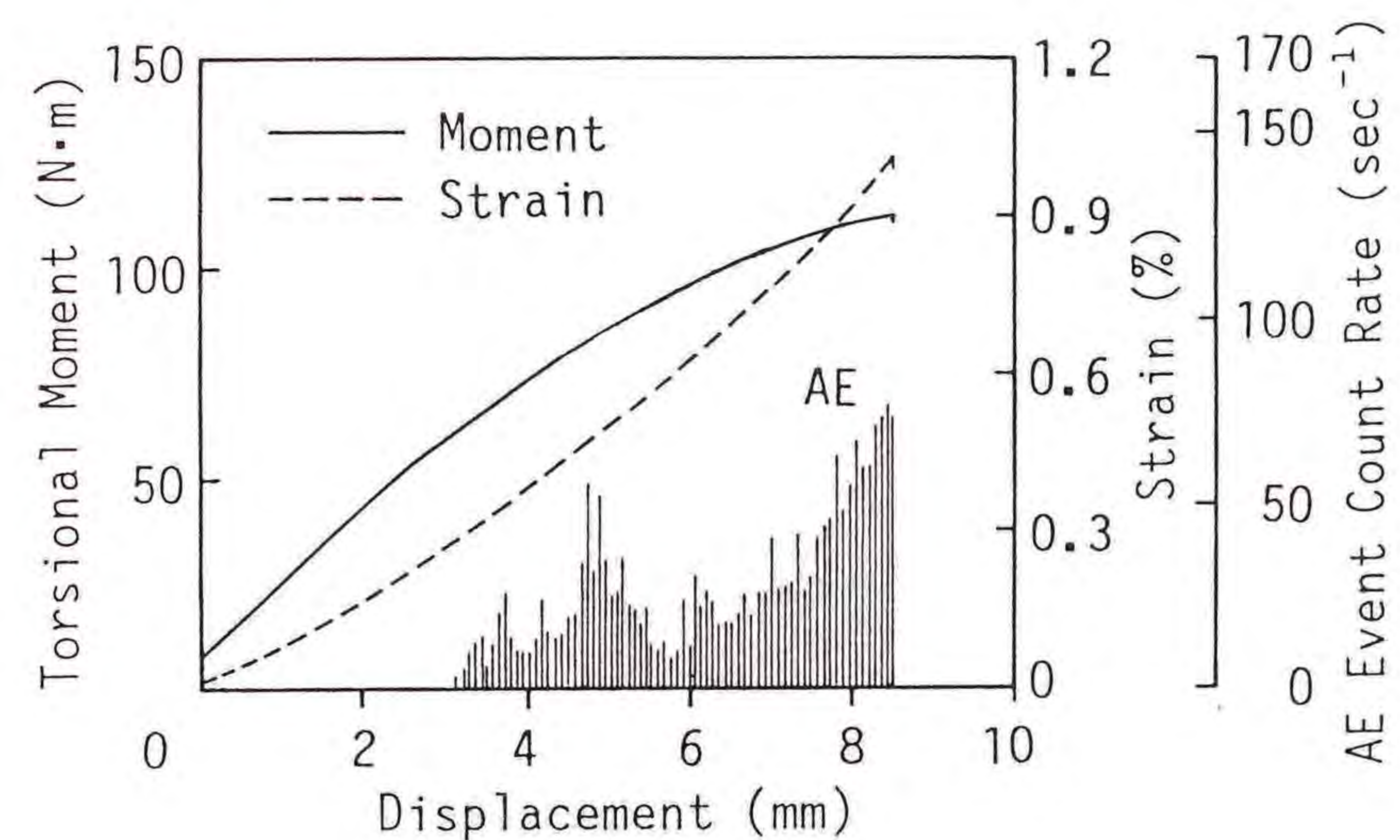


図7.2.8 ねじり試験における1/4接着不良試験片の負荷点変位に対するモーメント、接着部近傍のひずみおよびAEイベントカウントの変化

(c) 組合せ曲げ・ねじり負荷

(i) 曲げモーメント：ねじりモーメント=1：1の場合

組合せ曲げ・ねじり試験における強度低下率は、曲げ試験の場合より全ての試験片において増加しており、ねじりモーメントが加わることにより接着不良の影響が大きくなっている。各試験片のモーメント-負荷点変位曲線の例を図7.2.9に示す。曲げ試験の場合と異なり、各試験片のモーメント-負荷点変位曲線が一致することはなく、それぞれ異なった変化を示している。圧縮側接着不良試験片では、1/8C、1/4Cと接着不良面積が大きくなるほど剛性は低くなっている。一方、引張側接着不良試験片では、1/8T、1/4Tいずれも接着不良部のはく離後不安定にモーメントが増加しており、接着部の破壊が進展しながら荷重を支えていることがわかる。そして、接着不良面積の大きな1/4Tの方が早く破壊している。

(ii) 曲げモーメント：ねじりモーメント=1：2の場合

1/8Cにおいては強度低下が見られず、1/4Cで6%、1/8Tでは13%の強度低下率を示しており、いずれも曲げモーメントとねじりモーメントの比が1：1の場合に比べて、かなり強度低下率が減少している。また、この値は曲げ試験の場合

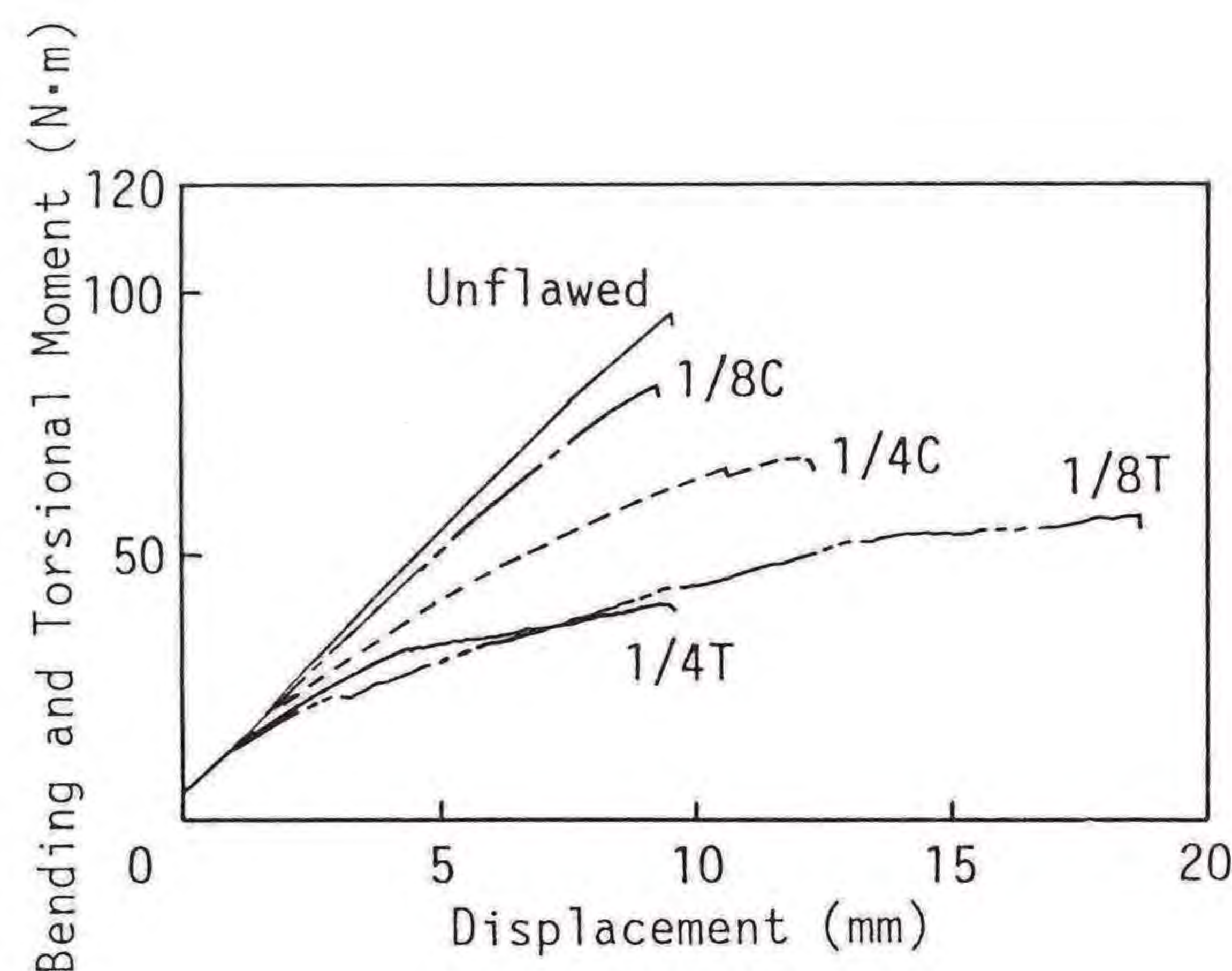


図7.2.9 組合せ曲げ・ねじり試験における負荷点変位に対するモーメントの変化 (曲げモーメント：ねじりモーメント=1：1)

合よりも低い値となっている。一方、1/4Tの場合は、強度が完全接着試験片の半分の値しか示さず、他の接着不良試験片と異なり大きな強度低下率を示している。図7.2.10にねじりモーメント-負荷点変位曲線の例を示す。図からわかるように、各試験片で多少曲線に違いがあるものの、曲げおよび曲げとねじりのモーメントの比が1：1の場合の組合せ曲げ・ねじり試験の場合に比べて相違が少ない。これは、ねじり試験においてモーメント-負荷点変位曲線に違いが少ないことを考え合わせると、ねじりモーメントの比率が大きくなり、ねじりモーメントの破壊に及ぼす影響が大きくなっていることの現れであることがわかる。

7.2.3.2 曲げおよびねじりモーメント比率の破壊強度への影響

図7.2.11および図7.2.12に、それぞれ1/8接着不良試験片および1/4接着不良試験片の破壊強度を、横軸に曲げモーメント、縦軸にねじりモーメントをとって示した。横軸、縦軸は、それぞれ曲げ試験における破壊曲げモーメントおよびねじり試験における破壊ねじりモーメントで無次元化されている。また、●印は完全接着試験片の値、■印および▲印はそれぞれ圧縮側および引張側接着不良試験片の値を示している。7.1節において、接着不良のない円筒接着継手における組合

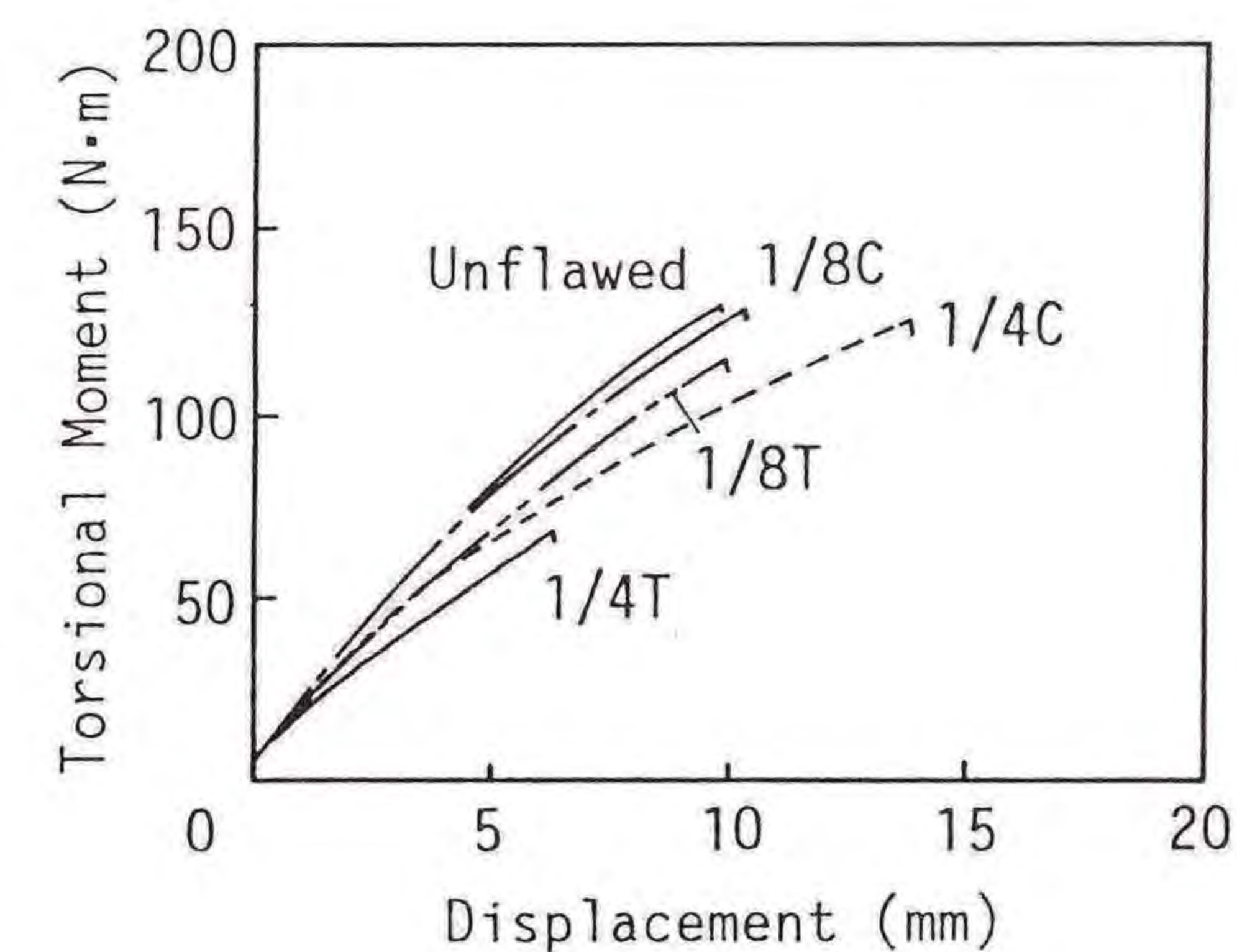


図7.2.10 組合せ曲げ・ねじり試験における負荷点変位に対するモーメントの変化 (曲げモーメント：ねじりモーメント=1：2)

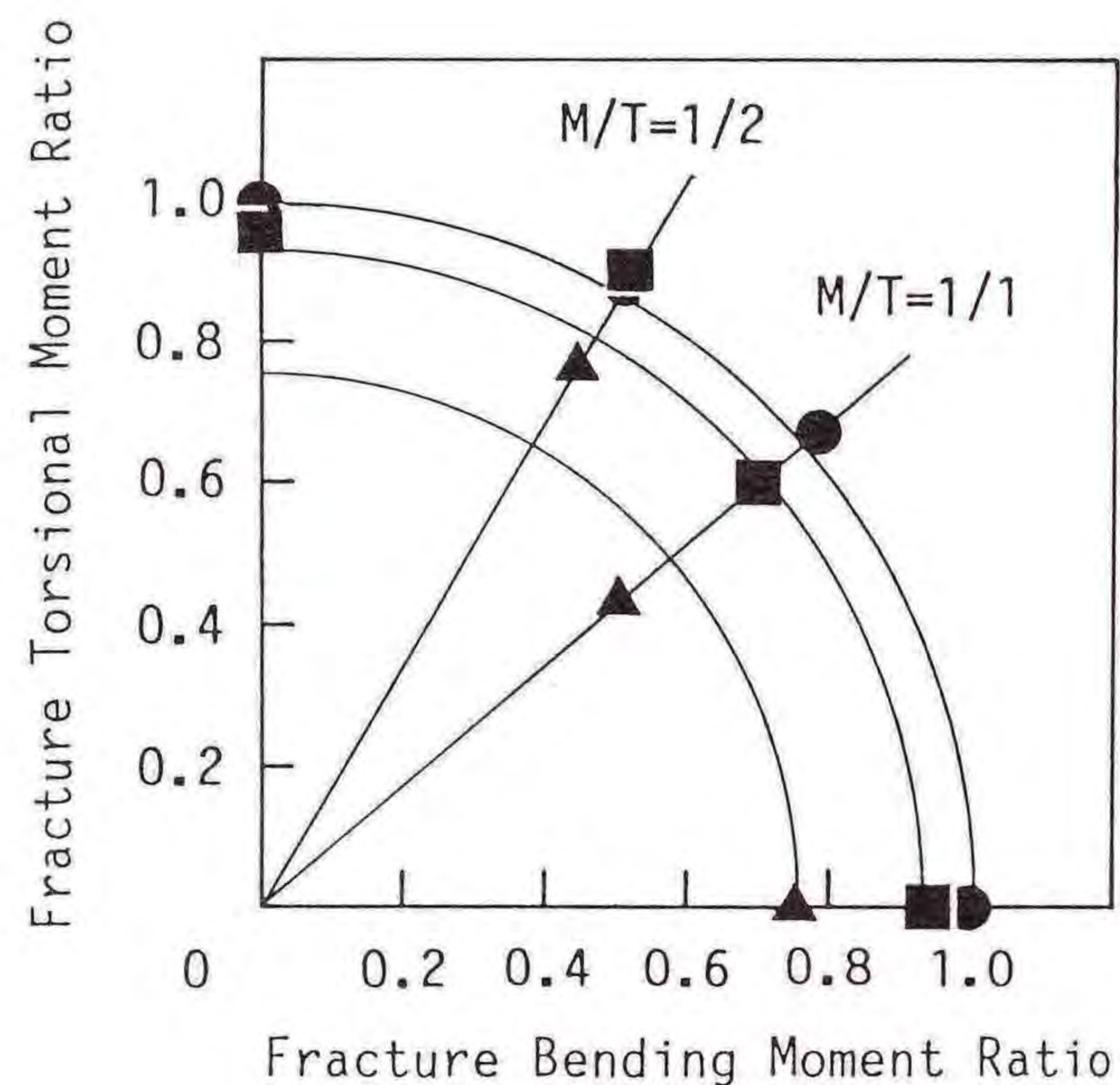


図7.2.11 1/8接着不良試験片の組合せ曲げ・ねじり試験における破壊曲げモーメントと破壊ねじりモーメントの関係

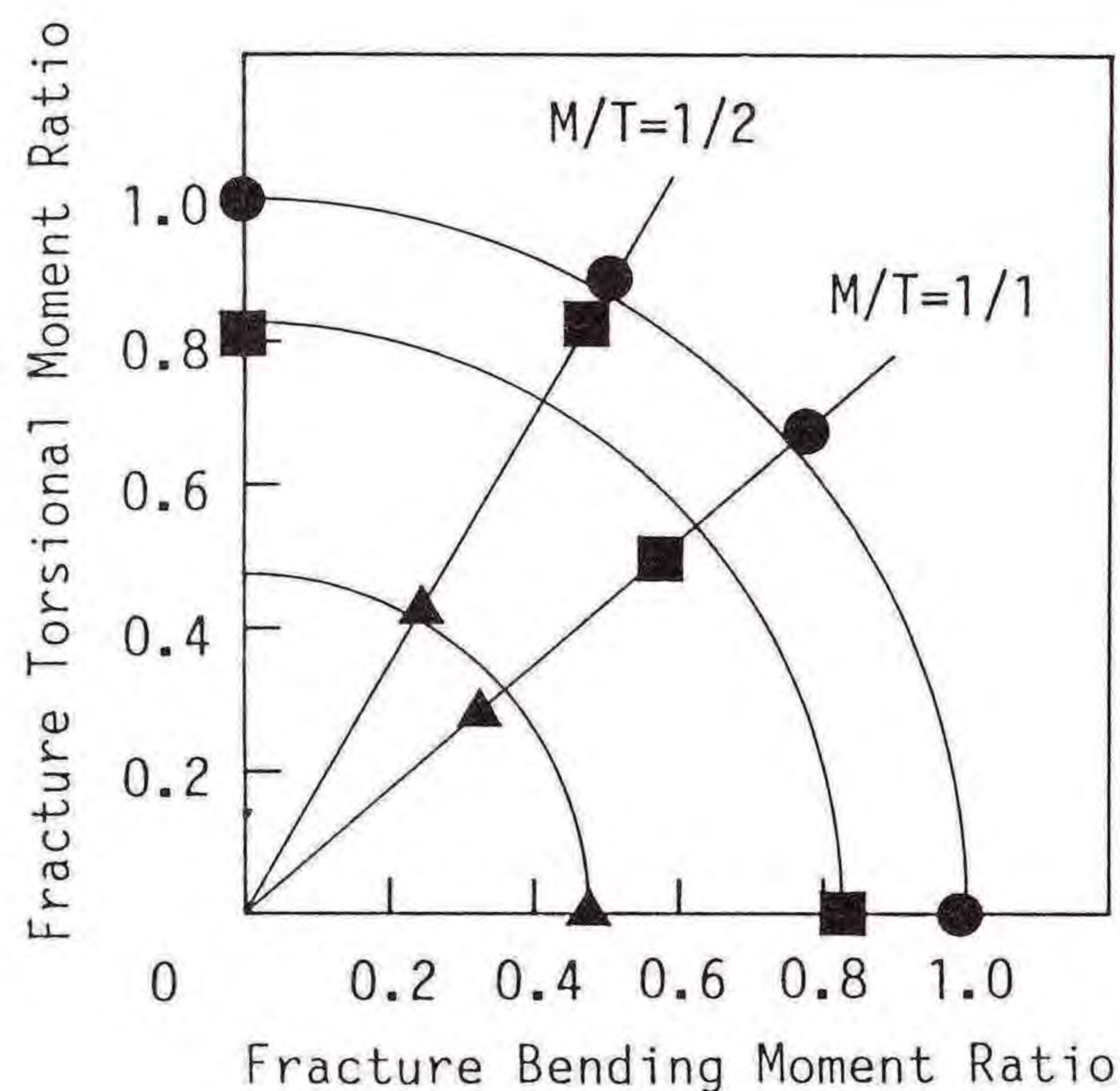


図7.2.12 1/4接着不良試験片の組合せ曲げ・ねじり試験における破壊曲げモーメントと破壊ねじりモーメントの関係

せ曲げ・ねじり荷重下における破壊則が、破壊曲げモーメントと破壊ねじりモーメントを軸とするだ円式で表すことができることを示した。したがって、図中の半径1の円は完全接着試験片の破壊則を表すだ円式を示している。他の円は、それぞれ圧縮側接着不良および引張側接着不良試験片の破壊曲げモーメントを半径として描いた円である。したがって、それぞれの円は、完全接着試験片のだ円式が破壊曲げモーメントの比率で縮小されただ円式を表していることになる。図7.2.11の1/8接着不良試験片の場合、圧縮側接着不良試験片においては、曲げ強度の比で縮小されただ円式にほぼ破壊点が一致しており、この場合には完全接着の場合の破壊則を曲げ強度の低下率だけ低くして適用すればよいことがわかる。一方、引張側接着不良試験片では、強度低下率が曲げとねじりのモーメント比が1:1においては、曲げ試験の強度低下率より高く、モーメント比が1:2においては低くなっている。したがって、曲げモーメントにねじりモーメントが加わる場合、その比率により強度低下率の曲げの強度低下率に対する相対的な大小関係が変化することがわかる。一方、図7.2.12の1/4接着不良試験片の場合、圧縮側接着不良試験片において1/8Tの場合と同じ傾向を示している。引張側接着不良試験片の場合、曲げとねじりのモーメント比が1:2においても曲げの強度比に近い値を示しており、1/8接着不良試験の場合とは異なり、強度低下率が減少していない。

以上のことより、組合せ曲げ・ねじり荷重下においては、曲げモーメントにねじりモーメントが加わると、強度低下率は曲げ負荷における強度低下率より高い値を示すが、ねじりモーメント比率がある値より高い範囲では曲げの強度低下率より低い値を示すようになり、ねじり負荷における強度低下率に近付くことがわかった。また、強度低下率がこの曲げの強度低下率からねじりの強度低下率に移行する組合せ曲げ・ねじり負荷におけるねじりモーメント比率は、接着不良部の面積が増加するほど高くなることもわかった。

7.2.4 結言

組合せ曲げ・ねじり荷重を受けるGFRP円筒接着継手について、接着部に部分的に接着不良部が存在する場合に、その面積および位置が接着継手の機械的性

質および破壊挙動へどのように影響を与えるのかを調べた。その結果、以下のことが明らかになった。

(1) 接着不良面積が同一であっても、接着不良部の位置によりその強度および剛性などに及ぼす影響が大きく異なること、またその影響は曲げモーメントとねじりモーメントの比率によって異なることがわかった。

(2) 曲げ負荷においては、強度への影響が少ない場合においても、接着不良部のはく離により剛性がかなり影響を受けることがわかった。

(3) 組合せ曲げ・ねじり荷重下においては、曲げモーメントにねじりモーメントが加わると、強度低下率は曲げ負荷における強度低下率より高い値を示すが、ねじりモーメント比率がある値より高い範囲では曲げの強度低下率より低い値を示すようになり、ねじり負荷における強度低下率に近付くことがわかった。また、強度低下率がこの曲げの強度低下率からねじりの強度低下率に移行する組合せ曲げ・ねじり負荷におけるねじりモーメント比率は、接着不良部の面積が増加するほど高くなることもわかった。

結 論

本論文はFRPを金属材料に替わる一次構造部材として使用するために、より明らかにしておくことが必要であると考えられるFRPの疲労特性、複合荷重を受けた場合の強度特性および結合要素としての接着継手の強度特性について研究を行なった結果を述べたものである。各章において得られた結果をここにまとめて、本論文の結論とする。

第1編においては、不連続繊維強化プラクチックスであるガラスマットFRPについて、その疲労強度特性を明らかにした。第1章においては、ガラスマットFRPの低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響を調べた。まず、1.1節では、ガラスマットFRPの温度環境下における低サイクル疲労強度の周波数依存性を検討する上で必要な、異なる温度環境下における引張強度の応力速度依存性を検討した。ガラスマットFRPについて、低温域(-20℃)、中温域(23℃、60℃)および高温域(100℃)の温度条件下での3種類の負荷応力速度条件下における引張強度の統計的解析を行なうためには、2母数と3母数ワイブル分布を適用する必要があることがわかった。しかし、解析結果から引張強度の平均値には、両分布による差はなかった。また、試験において設定した応力速度範囲内(0.98~490MPa/s)では、応力速度上昇に伴う引張強度の増加は、低温域と中温域においては、15%から25%であるのに対して、樹脂の熱変形温度以上の高温域においては、約65%であることもわかった。そして、高温域における破壊モードは、応力速度が高くなるにつれて、繊維の引き抜けによる破壊から、繊維破断による破壊へと変化することが観察され、この事実より高温域における引張強度の強い応力速度依存性を定性的に説明し得ることがわかった。

次に、1.2節においては、ガラスマットFRPの低サイクル疲労強度に及ぼす環境温度および負荷周波数の影響を調べた。ガラスマットFRPに関して、低温域(-20℃)、中温域(20℃、60℃)および高温域(100℃)の温度条件下での3種類の負荷周波数(0.1Hz、0.02Hzおよび0.003Hz)条件下における低サイクル疲労寿命データのばらつきは、静的強度の変動係数が10%以下であるのにもか

かわらず、かなり大きかった。そこで、疲労寿命データを対数正規分布による統計的解析を行なった。その結果、破壊繰返し数は、周波数の増加とともに減少する傾向にあることがわかった。また、3種類の温度環境下における負荷応力と疲労寿命の中央値の関係が、2本の回帰直線によって表され、1本が環境温度 -20°C と 20°C における関係であり、他の1本が 100°C における関係であることもわかった。そして、 100°C の環境温度条件下の繊維の引き抜けによる強度低下は静的試験の場合より疲労試験の場合の方が著しいことがわかった。

第2章においては異なる温度環境下におけるガラスマットFRPの低サイクル疲労挙動を調べた。まず、2.1節において、ガラスマットFRPの静的負荷試験におけるAE応答を異なる温度環境(-20 、 25 、 65 、 85 、 120°C)下において測定し、AE応答と破壊過程の関係を検討した。その結果、試験片の破壊モードとAE特性がよく対応しており、AE測定により低温域、中温域および高温域におけるGFRP積層板の破壊機構を識別することができることがわかった。

次に、2.2節において、低温域(-20°C)、中温域(25°C)および高温域(120°C)の温度環境下において、ガラスマットFRPの低サイクル疲労挙動をAE法を使って調べた。その結果、3レベルの温度環境下に共通して、低サイクル疲労試験中に発生するAEリングダウンカウントが、繰返し数の増加とともに3つの特徴的な発生パターンの領域に分かれることがわかった。また、各領域におけるAEリングダウンカウント発生パターンの特徴を表すカウント量と、破壊繰返し数の間に一定の関係があることもわかった。そして、各温度環境下で、3つのAEリングダウンカウントの発生パターンにおいてカウント量に差異が見られ、このことについては、環境温度の違いによるマトリックスの性質の変化および静的試験結果を参照することによって説明できた。

第3章においては、ガラスマットFRPの低サイクル疲労破壊シミュレーションを行なった。まず、3.1節においては定荷重片振りモードの低サイクル疲労負荷におけるガラスマットFRPの疲労挙動を記述することのできる単純なモデルを提案した。モデルにおいては低サイクル疲労負荷サイクルにおける試験片の挙動を表すため、負荷時のセカント弾性率および除荷時の回復弾性率を考えた。さらに、試験片の弾性率のばらつきを説明するためセカント弾性率および回復弾

性率に関係する2つの統計パラメータをモデルに組み込み、実験結果についてワイブル分布に基づいた統計的解析を行ない、これらのパラメータを求めた。そして、モデルの正しさを確かめるため、試験片のひずみ応答の実験結果に基づく破壊基準によって低サイクル疲労破壊を予測するためのコンピュータシミュレーションを行なった。統計的解析の結果、低サイクル疲労寿命のばらつきと同様、P-S-N線図においてモデル予測値と実験結果の間により一致が得られた。

次に、3.2節においては、まず、静的変形破壊におけるひずみとAEカウントの関係を使い、低サイクル疲労におけるひずみより、疲労負荷中のAEカウントを推定し、実測値とより一致を得た。そして、低サイクル疲労における各サイクルのひずみが、負荷応力振幅と第1サイクルのセカント弾性率を与えることにより推定可能であることがわかった。以上の静的変形破壊におけるひずみとAEカウントの関係、さらに疲労サイクル中のひずみおよびAEカウントと疲労寿命の関係を用いて低サイクル疲労破壊シミュレーションを行ない、実験結果との間に比較的良い一致を得た。

第4章においては、曲げ疲労により損傷を受けたガラスマットFRPの機械的性質の低下をAE法を使って評価した。その結果、残留強度および剛性保持率が低下すると破壊までの全AEリングダウンカウントが増加する関係があること、また疲労負荷の与え方によってはその関係が異なり、疲労損傷による残留強度と剛性保持率への影響が異なることがわかった。また、疲労負荷により損傷を受けた場合、 80dB 以上の振幅のAEイベントが多く発生し、この 80dB 以上の振幅のAEイベントは、疲労負荷により生じた小さなクラックがガラスマット層1層の厚さ以上の長さのクラックに進展する際に発生していることもわかった。そして、 80dB 以上の振幅のAEイベントの全AEイベントに対するカウント比率 A_H/A_T によって、残留強度や剛性保持率の低下をよく表し得ることがわかった。さらに、AEリングダウンカウントはAEイベントカウント比率 A_H/A_T に比べてクラック密度をよく反映するAEパラメータであることも明らかになった。

第2編においては、FRPを構造部材として使用する場合、はりとして薄肉構造はりが、また部材の結合要素として接着継手が考えられることから、薄肉はりおよび接着継手の強度特性について検討した。まず、第5章においては、静的お

よび衝撃組合せ曲げ・ねじり荷重をFRP薄肉はり試験片に加え、その強度特性を調べた。その結果、正方形および円形断面薄肉はりにおいては衝撃強度が静的強度を上回ることがわかった。また、種々の破壊モードが確認され、破壊強度と破壊モードとの間に対応があることがわかった。そして、FRP薄肉はりの組合せ曲げ・ねじり荷重下における衝撃強度を予測するために検討した2つの破壊基準が有効であることがわかった。

第6章では、GFRP平板接着継手の破壊挙動について検討した。まず、6.1節では、GFRP接着継手の静的負荷条件下の破壊過程をAE法を使って調べた。その結果、接着端部をテーパ形状にすることにより、ガラスマットFRPシングルラップ継手においては破壊荷重が上昇し、ガラスクロスFRPダブルバット継手においては、逆に、破壊荷重が減少することがわかった。一方、他の継手試験片においてはテーパ形状にすることによる破壊荷重への影響は見られなかった。また、ガラスマットFRP接着継手においては、接着端部をテーパ形状にすることによりAE応答が異なることが測定され、接着端部をテーパ形状にしたことによる応力集中の低減による損傷の相違がAE測定により観察された。しかし、ガラスクロスFRP接着継手においてはこれらの違いが見られず、被着材の材質によりAE応答に違いがあることがわかった。

次に、6.2節では、GFRP接着継手の衝撃強度について調べた。その結果、ガラスマットFRP接着継手試験片の衝撃強度は、シングルラップ継手とバット継手のいずれにおいても静的強度よりも大きいこと、また単位幅当たりの衝撃強度については、ラップ長を大きくとることによる破壊荷重に対する効果は、静的荷重の場合より大きくなることがわかった。ガラスクロスFRP接着継手の場合には衝撃強度は、単純重ね合わせ継手では静的強度とほぼ同じ値を示し、突き合わせ継手では小さい値を示したため、ガラスクロスFRP接着継手の設計に際しては、衝撃負荷に対して十分注意する必要があることがわかった。そして、GFRP接着継手の強度分布を統一的に取り扱うには、3母数ワイブル分布が適当であることがわかった。

第7章においては、GFRP円筒接着継手について、組合せ曲げ・ねじり荷重下の破壊挙動について調べた。まず、7.1節においては、GFRP円筒接着継

手について、引張、曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり荷重下の破壊挙動について調べた。その結果、組合せ曲げ・ねじり荷重下におけるGFRP円筒接着継手の破壊条件式は、だ円を表す2次式で表現できることがわかった。また、接着部のひずみとAEの観察結果より、引張荷重下においては接着層の破壊が主であるのに対し、曲げ、ねじりおよび組合せ曲げ・ねじり荷重下においては、FRP被着材の表面はく離などを伴い、破壊を起こすこともわかった。そして、接着部の損傷領域は、負荷条件によって異なることがわかった。曲げ荷重下においては接着部の中央に主に損傷が見られ、ねじりモーメント成分が増加するにつれては、損傷領域は接着部の端に拡がること観察された。

次に、7.2節においては、組合せ曲げ・ねじり荷重を受けるGFRP円筒接着継手について、接着部に部分的に接着不良部が存在する場合に、その面積および位置が接着継手の機械的性質および破壊挙動へどのように影響を与えるのかを調べた。その結果、接着不良面積が同一であっても、接着不良部の位置によりその強度および剛性などに及ぼす影響が大きく異なること、また、その影響は曲げモーメントとねじりモーメントの比率によって異なることがわかった。そして、曲げ荷重においては、強度への影響が少ない場合においても、接着不良部のはく離により剛性がかなり影響を受けることもわかった。さらに、組合せ曲げ・ねじり荷重下においては、曲げモーメントにねじりモーメントが加わると強度低下率は曲げ荷重における強度低下率より高い値を示すが、ねじりモーメント比率がある値より高い範囲では曲げの強度低下率より低い値を示すようになり、ねじり荷重における強度低下率に近づくことがわかった。また、強度低下率がこの曲げの強度低下率からねじりの強度低下率に移行する組合せ曲げ・ねじり荷重におけるねじりモーメント比率は、接着不良部の面積が増加するほど高くなることもわかった。

参考文献

- 1) 林毅 ; 日本機械学会誌、71 (1968) 721.
 - 2) J.W.Weeton and R.A.Signorelli ; NASA TN D-3530 (1966) .
 - 3) H.L.Cox ; Brit.J.of Applied Physics、3 (1952) 72.
 - 4) J.O.Outwater ; Modern Plastics、33 (1956) 156.
 - 5) N.F.Dow ; General Electric Company、Missile and Space Division、
Report No.R63 SD61 (1963) .
 - 6) B.W.Rosen ; American Society for Metals、72 (1965) 75.
 - 7) A.Kelly and W.R.Tyson ; High Strength Materials,2nd Int.Materials
Conf. (1965) 578.
-
- 8) 大井光四郎、小倉公達 ; 自動車技術、9 (1955) 47.
 - 9) 島村昭治 ; 機械の研究、10 (1958) 521.
 - 10) K.H.Boller ; Modern Plastics 、41 (1964) 146.
 - 11) 宮入裕夫 ; 材料、22 (1976) 435.
 - 12) M.J.Owen,R.Dukes and T.R.Smith ; Proc.23th SPI (1968) 14-A.
 - 13) T.R.Smith and M.J.Owen ; Modern Plastics 、46 (1969) 124.
 - 14) M.J.Owen ; ASTM STP 772 (1982) 64.
 - 15) 鈴木恵、中西博、岩本正治、山本泰裕、近藤昌樹 ; 材料、31 (1982)
1150.
 - 16) 鈴木恵、中西博、岩本正治、山本泰裕 ; 材料、32 (1983) 82.
 - 17) Y.Kawada Y.Sekido and H.Kobayashi ; Fukugo Zairyo 、3 (1974) 24.
 - 18) 川田雄一、関戸義人、坂本修次、小林博 ; 強化プラスチック、24 (1978)
350.
 - 19) P.K.Mallick ; SPE Ann.Tech.Conf.and Exh. 、37 (1979) 589.
 - 20) B.Das,H.S.Loveless and S.J.Morris ; Proc.36th SPI (1981) 10-B.
 - 21) R.Kundrat,S.Joneja and L.J.Broutman ; Proc.37th SPI (1982) 20-D.
 - 22) 宗宮詮、沢田耕司、国尾武 ; 日本機械学会論文集、52 (1986) 425.

- 23) S. S. Wang, H. Suemasu and E. S. M. Chin ; J. of Composite Materials, 17 (1983) 114.
- 24) S. S. Wang, D. P. Goetz and H. T. Corten ; J. of Composite Materials, 18 (1984) 2.
- 25) S. S. Wang, E. S. M. Chim and H. Suemasu ; ASME J. of Applied Mechanics, 53 (1986) 339.
- 26) S. S. Wang, E. S. M. Chim and H. Suemasu ; ASME J. of Applied Mechanics, 53 (1986) 347.
- 27) S. S. Wang, H. Suemasu and E. S. M. Chin ; Composites Science and Technology, 21 (1987) 1084.
- 28) J. E. Thoberge ; Modern Plastics , 45 (1968) 155.
- 29) 鈴木恵、自念栄一；強化プラスチック、15 (1969) 162.
- 30) J. Karger-Kocsis and K. Friedrich ; Composites, 19 (1988) 105.
- 31) E. McAbee and David W. Levi ; J. of Applied Polymer Science , 13 (1969) 1899.
- 32) G. P. Sendekyj and H. D. Stalnaker ; ASTM STP 617 (1977) 39.
- 33) C. T. Sun and W. S. Chan ; ASTM STP 674 (1979) 418.
- 34) 網島貞男、谷本敏夫、松岡敬；材料、31 (1982) 8.
- 35) C. R. Saff ; ASTM STP 813 (1983) 78.
- 36) 高橋亨、池上皓三；日本機械学会論文集、49 (1983) 1475.
- 37) P. D. Soden, D. Leadbetter, P. R. Griggs and G. C. Eckold ; Composites, 4 (1978) 247.
- 38) 能勢吉弘、池上皓三、白鳥英亮；日本機械学会論文集、45 (1979) 81.
- 39) G. C. Eckold, D. Leadbetter, P. D. Soden and P. R. Griggs ; Composites, 9 (1978) 243.
- 40) M. J. Owen and D. J. Rice ; Composites, 12 (1981) 13
- 41) M. Goland and E. Reissner ; J. of Applied Mechanics, 11 (1944) A17.
- 42) T. Wah ; Trans. ASME, J. of Engineering Materials and Technology, July (1973) 174.

- 43) L. J. Hart-Smith ; NASA, CR-112235, January (1973) .
- 44) L. J. Hart-Smith ; NASA, CR-112236, January (1973) .
- 45) M. D. Wright ; Composites, 9 (1978) 259.
- 46) M. D. Wright ; Composites, 11 (1980) 46.
- 47) 吉田松夫、杉林俊雄、池上皓三；材料、33 (1984) 1463.
- 48) 尾田十八、後地雅士；日本機械学会論文集、51 (1985) 2619.
- 49) 網島貞男、藤井透、江畑維一、田中達也；日本複合材料学会誌、13 (1987) 116.
- 50) FRP接着委員会；強化プラスチック、14 (1968) 313.
- 51) 宮入裕夫、福田秀昭、松村篤良；材料、26 (1977) 651.
- 52) 宮入裕夫、福田秀昭、永井正洋、松村篤良；材料、30 (1981) 206.
- 53) 松本鏝一、関谷壮、坂本孝紀；強化プラスチック、29 (1983) 232.
- 54) G. N. Sage ; Composites, 7 (1976) 256.
- 55) G. B. Chapman ; ASTM STP 749 (1980) 52.
- 56) L. W. Zachary and C. P. Burger ; Experimental Mechanics, 20 (1980) 162.
- 57) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明；材料、32 (1983) 796.
- 58) 今中誠、岸本和一郎、沖田耕三、中山英明、白戸紋平；材料、34 (1985) 1296.
- 59) D. P. Updike and U. Yuceoglu ; Proc. ICCM IV (1982) 297.
- 60) S. R. Graves and D. F. Adams ; J. of Composite Materials, 15 (1981) 211.
- 61) 西野義則、山本昌彦、宇田忠義、金澤知慶；強化プラスチック、28 (1982) 16.
- 62) 松尾圭造、杉林俊雄、池上皓三；日本機械学会論文集、52 (1986) 2031.
- 63) J. R. Zurbrick ; ASTM Materials Research and Standards (1968) 25.
- 64) R. Prakash ; Composites, 11 (1980) 217.
- 65) R. G. Liptai ; ASTM STP 497 (1972) 285.

- 66) J. Becht, H. J. Schwalbe and J. Eisenblaetter ; Composites, 7 (1976) 245.
- 67) 志波光晴、岸輝雄 ; 日本複合材料学会誌、14 (1988) 143.
- 68) H. C. Kim, A. P. Ripper Neto and R. W. B. Stephens ; Nature Physical Science, 237 (1972) 78.
- 69) C. N. Owston ; Brit. J. of NDT, January (1973) 2.
- 70) M. Fuwa, A. R. Bunsell and B. Harris ; Composite-Standard Testing and Design (1974) 77.
- 71) M. Fuwa, A. R. Bunsell and B. Harris ; J. of Strain Analysis, 11 (1976) 97.
- 72) R. G. White and H. Tretout ; Composites, 10 (1979) 101.
- 73) J. Molt and P. J. Worthington ; Int. J. of Fatigue, 3 (1981) 31.
- 74) G. Maier, H. Ott, A. Protzner and B. Protz ; Composites, 17 (1986) 111.
- 75) R. S. Williams and K. L. Reifsnider ; J. of Composite Materials, 8 (1974) 340.
- 76) J. Fitz-Randolph, D. C. Phillipa, P. W. R. Beaumont and A. S. Tetelman ; J. of Composite Materials, 5 (1971) 542.
- 77) M. A. Hamstad and T. T. Chiao ; ASTM STP 580 (1975) 191.
- 78) B. Harris, A. O. Ankara, D. Cawthorne and S. M. T. Bye ; Composites, 8 (1977) 185.
- 79) 石根公雄、野中勝信、初鹿野寛一、島村昭治 ; 材料、31 (1983) 86.
- 80) 鈴木恵、中西博、岩本正治、矯桂琮、小池清、井村眞、重光聡、自念栄一 ; 材料、26 (1987) 1402.
- 81) 鈴木恵、伊村眞、岩本正治、自念栄一、藤原照彦 ; 日本機械学会論文集、55 (1989) 1081.
- 82) 関根英樹、鈴木寛、根村雅晴 ; 日本複合材料学会誌、13 (1987) 72.
- 83) 藤井太一、座古勝 ; 複合材料の破壊と力学、実教出版 (1978) 10.
- 84) T. Fujii and M. Miki ; Proc. of 31st SPI (1976) 21-D.
- 85) 酒井達雄、田中道七 ; 材料、29 (1980) 17.

- 86) 三木光範、藤井太一 ; 日本機械学会論文集、45 (1979) 1.
- 87) E. McAbee and M. Chumura ; Proc. of 21st SPI (1965) 10-G.
- 88) 西本洋、早川雄三 ; 強化プラスチック、26 (1980) 24.
- 89) 福田武人、藤井太一 ; 日本複合材料学会誌、10 (1984) 171.
- 90) J. B. Nestleroth, J. L. Rose and K. Subramanian ; Proc. 11th NDT, 2 (1985) 1359.
- 91) J. H. Williams, Jr and S. S. Lee ; J. of Composite Materials, 21 (1987) 14.
- 92) B. M. Parker and R. M. Waghme ; Composites, 13 (1982) 280.
- 93) G. N. Sage and W. P. Tiu ; Composites, 13 (1982) 228.

本研究に関する著者の公表論文

— 第1編 —

第1章

- 1) 福田武人、藤井太一、逢坂勝彦、” 温度環境下におけるガラスマットFRPの引張強度の応力速度依存性”、日本機械学会論文集、53 (1987) 1024.
- 2) T. Fukuda and K. Osaka, ” Statistical Analysis of Temperature and Frequency Effects on Low-Cycle Fatigue Strength of Glass-Mat FRP”、Proc. ICCM-VII (1989) 560.

第2章

- 3) T. Fujii, T. Fukuda, K. Osaka, M. Takada, Y. Fujii and H. Shimohama, ” Experimental Correlation Study on Tensile Failure Process and Acoustic Emission of GFRP Laminates under Temperature Environments”、Proc. ISCMS (1986) 919.
- 4) 福田武人、逢坂勝彦、藤井太一、高田政宏、” 温度環境下におけるガラスマットFRPの低サイクル疲労挙動のAEによるモニタリング”、日本機械学会論文集、53 (1987) 1018.

第3章

- 5) T. Fujii, T. Fukuda and K. Osaka, ” Modelling and Simulation of Low-Cycle Fatigue Behavior of Glass-Mat Composite Laminates”、Proc. ICCM-V (1985) 141.
- 6) 福田武人、逢坂勝彦、藤井太一、高田政宏、” AEによるガラスマットFRPの低サイクル疲労破壊シミュレーション”、材料、37 (1988) 511.

第4章

- 7) 福田武人、逢坂勝彦、谷口誠、” GFRP積層板の疲労損傷のAE法による評価”、日本複合材料学会誌、17 (1991) 58.

第5章

- 8) K. Mizukawa, T. Fujii, K. Itami and K. Osaka, " Impact Strength of Thin-Walled Composite Structures under Combined Bending and Torsion"、Composite Structures, 4 (1985) 179.
- 9) 水川清、藤井太一、逢坂勝彦、板見和夫、" 組合せ曲げねじり衝撃荷重を受ける薄肉FRP箱型はりの強度について"、材料システム、5 (1986) 65.

第6章

- 10) K. Osaka and T. Fukuda, " Acoustic Emission of Adhesively Bonded Joints in Glass Fiber Reinforced Plastics"、Proc. 9th Int. AE Symposium (1988) 664.
- 11) 逢坂勝彦、福田武人、藤井太一、" FRP接着継手の衝撃強度"、強化プラスチック、33 (1987) 59.

第7章

- 12) 逢坂勝彦、福田武人、小泉明久、" FRP円筒接着継手の組合せ曲げねじり荷重下における破壊挙動"、材料、38 (1989) 354.
- 13) 逢坂勝彦、福田武人、" GFRP円筒接着継手の組合せ曲げねじり荷重下における破壊挙動(接着不良の影響)"、材料、40 (1991) 329.

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、終始御懇切なる御指導と御鞭撻を賜りました大阪市立大学工学部教授 福田武人博士に対し、心より感謝の意を表する次第であります。また、論文を作成するにあたり、御教示を賜りました大阪市立大学工学部教授 上田祐男博士、同 中井博博士、および同 大津隆行博士に厚く御礼申し上げます。

本研究を始めるに際しまして、生前、御指導を賜りました大阪市立大学名誉教授 故藤井太一博士の御霊に対し、心より感謝の意を表する次第であります。また、元大阪市立大学工学部助教授 水川清博士にも、御懇切なる御指導を頂きました。ここに記して感謝の意を表します。そして、実験を行なうに際して数々の御協力を頂きました元大阪市立大学工学部技術職員の板見和夫氏に感謝致します。

さらに、本研究を行なうに際し、御協力ならびに御助言頂きましたセイコー化工機(株)研究所 藤井善通氏、ならびに同 下浜博美氏に対し厚く御礼申し上げます。

また、試験片の材料を提供して頂いた武田薬品工業(株)、日本硝子繊維(株)、および(株)有沢製作所に御礼申し上げます。

最後に、数々の御鞭撻と御激励を頂きました大阪市立大学工学部機械工学科の諸先生方、ならびに技術職員の方々、そして本研究の遂行に多大な御助力を頂きました大阪市立大学工学部機械工学科材料力学研究室の卒業生の方々に感謝の意を表します。