

419 | Mai 1982

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

W. Fricke

Zuverlässigkeitsberechnung von schwingbeanspruchten Schweißverbindungen in der Schiffskonstruktion

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Zuverlässigkeitsberechnung von schwingbeanspruchten Schweißverbindungen in der Schiffskonstruktion

W. Fricke, Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1982

© Technische Universität Hamburg-Harburg
Schriftenreihe Schiffbau
Schwarzenbergstraße 95c
D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

**Zuverlässigkeitsberechnung von schwingbe-
anspruchten Schweißverbindungen in der
Schiffskonstruktion**

W. Fricke

Mai 1982

Bericht Nr. 419

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Zuverlässigkeitsberechnung
von schwingbeanspruchten Schweißverbindungen
in der Schiffskonstruktion

von
W. Fricke

IfS-Bericht Nr. 419

Hamburg, Mai 1982

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung	1
2. Die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit	3
3. Versagen bei Schwingbeanspruchung	6
4. Auswahl der Zufallsvariablen X_1 , X_2 und X_3	9
4.1. Parameter X_1 und X_2 der Wöhlerlinien	9
4.2. Grenzschaaden X_3	11
5. Sicherheit der einzelnen Kerbfälle gegen Schwingbruch	13
6. Variation der Parameter für den Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$	16
7. Vergleichsrechnung mit Wöhlerlinien konstanter Neigung	17
8. Erforderliche Sicherheit	19
9. Zusammenfassung	21
Literatur	22
Tabellen	25 - 27
Bilder	28 - 46

1. Einleitung

Schweißverbindungen sind, bedingt durch ihre geometrische und metallurgische Kerbwirkung, bei wechselnder Beanspruchung schwingbruchgefährdet. Im Schiffbau und in der Offshore-Technik wurde diesem Problem gerade in den letzten Jahren viel Aufmerksamkeit geschenkt, weil die Konstruktionen leichter - und oft höherbelastet - und zunehmend auch aus hochfesten Stählen gebaut wurden, was nicht eine höhere Schwingfestigkeit bedeuten muß. Hinzu kam, daß der Wechselanteil an der Belastung bei neuen Schiffstypen wie z.B. Containerschiffen oder bei den in der Nordsee eingesetzten Plattformen eine größere Rolle spielt.

In den Vorschriften der Klassifikationsgesellschaften spiegelt sich diese Entwicklung in der Forderung nach Betriebsfestigkeitsnachweisen wieder. Der Germanische Lloyd hat 1978 einen derartigen Nachweis in seine Vorschriften für stählerne Seeschiffe / 1 / aufgenommen. Dieser lehnt sich eng an den Betriebsfestigkeitsnachweis nach DIN 15018 für Kranbauten an, wo für verschiedene Lastkollektive und Lastspielzahlbereiche die zulässigen Spannungsamplituden in Abhängigkeit vom Kerbfall angegeben sind. Der Sicherheitsfaktor dieser zulässigen Spannungen beträgt $4/3$ bezüglich der ertragbaren Spannungen bei 90%-Überlebenswahrscheinlichkeit. Durch die Wahl der 90%-Grenze wird dem stark streuenden Charakter der Lebensdauerlinien Rechnung getragen.

Bekanntlich ist der Sicherheitsfaktor nicht unmittelbar mit einer bestimmten Zuverlässigkeit bzw. Versagenswahrscheinlichkeit verknüpft. Bedingt durch mehr oder weniger stark streuende Einflußparameter kann die Zuverlässigkeit verschiedener Konstruktionen bei gleichem Sicherheitsfaktor unterschiedlich hoch sein. Einen Fortschritt würde die quantitative Bestimmung der Zuverlässigkeit und die Forderung eines bestimmten Sicherheitsniveaus bringen, das in Abhängigkeit von den Konsequenzen für das Versagen der jeweils betrachteten Konstruktion zu definieren wäre.

Die hiermit angesprochene Sicherheitstheorie hat in den letzten Jahren entscheidende Fortschritte gemacht, über die in Bezug auf die Schiffstechnik z.B. in / 2 / und / 3 / berichtet wird. Zur Ermittlung der Zuverlässigkeit bzw. Versagenswahrscheinlichkeit sind relativ einfache Näherungsverfahren für zumeist zeitinvariante Probleme entwickelt worden.

Bei Schwingbeanspruchung kann die Zuverlässigkeitsberechnung sowohl mit Hilfe der weitverbreiteten Wöhlerlinien und einer Schadensakkumulationshypothese wie auch mit den Methoden der Bruchmechanik erfolgen / 4 /. Beispiele für das erstgenannte Verfahren sind die Arbeiten von WIRSCHING / 5 / aus dem Bereich der Offshore-Technik sowie QUEL und GEIDNER / 6 / aus dem Stahlbaubereich. In beiden Arbeiten wird die Zuverlässigkeit unter Verwendung der PALMGREN-MINER-Regel mit Berücksichtigung der Streuung der Wöhlerlinien und des Grenzschadens (MINER-Koeffizient) berechnet.

Hier soll an die Arbeit / 6 / angeknüpft werden und die Zuverlässigkeit für mehrere der dort untersuchten Kerbfälle auch bei den schiffstypischen Belastungen, die in der Regel einer Geradlinienverteilung folgen, ermittelt werden. Damit ist ein direkter Vergleich der Schiffbauvorschriften mit dem Betriebsfestigkeitsnachweis nach DIN 15018 möglich. In dem für Schiffe und Offshore-Konstruktionen wichtigsten Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$ soll der Einfluß der Kollektivform und der maximalen Spannungsamplitude auf die Versagenswahrscheinlichkeit untersucht werden.

Zuerst wird jedoch auf das verwendete Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Zuverlässigkeit und auf den Ansatz für die Schädigung bei Schwingbeanspruchung eingegangen.

2. Die Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit

Die Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit erfolgt nach der "Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung", die auch als "Advanced-First-Order-Second-Moment-Method" bekannt ist und zu den sogenannten "Level-II-Methoden" gehört. Sie wurde in der ersten Hälfte der 70er Jahre aus den Momentenmethoden entwickelt (siehe z.B. / 7 /, / 8 /, / 9 /, / 10 /) und kann heute als ein weitverbreitetes und anerkanntes Näherungsverfahren zur Bestimmung der Versagenswahrscheinlichkeit bzw. Zuverlässigkeit angesehen werden.

Das Bild 1 zeigt das Prinzip der Methode an einem einfachen Beispiel, einer längsgedrückten, beulgefährdeten Platte. Das Versagen tritt ein, wenn die Druckspannung σ_x die kritische Beulspannung $K \cdot \sigma_e$ (K = Beulfaktor, σ_e = Eulersche Knickspannung) überschreitet. Die Strukturfunktion Z für die Fehlerform "Beulversagen" lautet

$$Z = K \cdot \sigma_e - \sigma_x = K \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12 \cdot b^2 \cdot (1 - \nu^2)} - \sigma_x \quad (2.1)$$

mit dem unsicheren Bereich $Z < 0$ und dem sicheren Bereich $Z > 0$ sowie der Versagensgrenze bei $Z = 0$. Dabei bedeuten

- E = Elastizitätsmodul des Materials
- t = Plattendicke
- b = Plattenbreite
- ν = Querkontraktionszahl.

Aus Vereinfachungsgründen sei angenommen, daß nur zwei der Parameter Zufallsgrößen sind, nämlich die Blechdicke t und die Druckspannung σ_x , die im folgenden mit X_1 und X_2 bezeichnet werden. In Bild 1 oben ist die gemeinsame Dichtefunktion $f(X_1, X_2)$ dargestellt. Dabei wird angenommen, daß beide Größen voneinander unabhängig sind und daß die Blechdicke t ($= X_1$) eine geringere Streuung besitzt als die Längsspannung σ_x ($= X_2$). Die Versagensgrenze $Z = 0$, hier

eine Parabel, trennt den sicheren Bereich ($Z > 0$) vom unsicheren Bereich ($Z < 0$). Die Versagenswahrscheinlichkeit ergibt sich als das Volumen unter der gemeinsamen Dichtefunktion $f(X_1, X_2)$ im Bereich $Z < 0$ (der grau angelegte Bereich im Bild 1).

Bei n Zufallsvariablen X_i ($i = 1, n$) erhält man die Versagenswahrscheinlichkeit mit Hilfe des Volumenintegrals über den Bereich $Z < 0$ in einem n -dimensionalen Raum, wobei die Versagensgrenze $Z = 0$ eine Hyperebene in diesem Raum darstellt.

Die Integration ist i.a. nicht mehr geschlossen, sondern nur noch numerisch und zumeist mit hohem Aufwand durchführbar. Die "Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung" umgeht die Integration durch das folgende Verfahren: Durch eine geeignete Transformation werden die Variablen X_i in jeweils standardnormalverteilte Variablen Y_i mit dem Mittelwert $m_{Y_i} = 0$ und der Standardabweichung $s_{Y_i} = 1$ überführt. Die gleiche Transformation wird für die Strukturfunktion Z angesetzt. Für das Beispiel der druckbelasteten Platte zeigt das Bild 1 unten die transformierte Dichtefunktion $f(Y_1, Y_2)$ und die transformierte Versagensgrenze $Z = 0$.

Eine besondere Bedeutung hat nun derjenige Punkt auf der Versagensgrenze, der den kleinsten Abstand β zum Koordinatenursprung besitzt. An diesem sogenannten "Entwurfspunkt" oder "Bemessungspunkt" mit den Koordinaten $Y_1^*, Y_2^* \dots Y_n^*$ wird die Versagensgrenze $Z = 0$ linearisiert. Für die linearisierte Versagensgrenze kann die Versagenswahrscheinlichkeit P_f unmittelbar aus der Häufigkeitsverteilung Φ der Standardnormalverteilung angegeben werden:

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (2.2)$$

Mit der Linearisierung der Versagensgrenze nimmt man einen Fehler in Kauf, der um so größer ist, je stärker die Grenzkurve oder -ebene $Z = 0$ im Y -Raum gekrümmt ist. In dem

Beispiel Bild 1 ist die exakte Versagenswahrscheinlichkeit um das Volumen unter der Dichtefunktion, das zwischen der exakten und der linearisierten Versagensgrenze liegt, überschätzt worden. Es sind auch Versagensgrenzen denkbar, bei denen die Linearisierung Ergebnisse auf der unsicheren Seite ergibt.

Bei der "Zuverlässigkeitsmethode 1. Ordnung" gilt es also, den "Entwurfspunkt" bzw. den kleinsten Abstand β zwischen dem Ursprung und der Versagensgrenze zu finden. Das geschieht im allgemeinen iterativ, wobei man sich zunutze macht, daß am Entwurfspunkt der Ortsvektor senkrecht auf der Hyperebene $Z = 0$ steht.

Der Abstand β ist ein Maß für die Zuverlässigkeit und wird daher auch "Sicherheitsindex" genannt. In zunehmendem Maße wird bei Zuverlässigkeitsbetrachtungen dieser Index an Stelle der absoluten Versagenswahrscheinlichkeit P_f verwendet. Zur Umformung von P_f in β und umgekehrt nach Gleichung (2.2) kann Bild 2 dienen.

Die Berechnungen zu dieser Arbeit erfolgten mit Hilfe des Programms FORM / 11 /, das im Sonderforschungsbereich 96 "Sicherheit der Bauwerke" entwickelt wurde. Das Programm arbeitet nach der oben beschriebenen Methode. Die Anzahl der Zufallsvariablen kann beliebig vorgegeben werden. Vom Anwender muß ein Steuerprogramm und eine Subroutine mit der Strukturfunktion Z bereitgestellt werden. Es können verschiedene Verteilungstypen für die Zufallsvariablen X_i ausgewählt werden. Bei der Transformation in den Y-Raum ist, sofern die Basisvariablen nicht normal- oder log-normalverteilt sind, eine Anpassung an eine "gleichwertige" Normalverteilung erforderlich. Gerade bei Zuverlässigkeitsbetrachtungen sind die Enden der Dichtefunktion von großer Wichtigkeit. Deshalb werden in dem Programm die Parameter der Normalverteilung so ausgewählt, daß am Entwurfspunkt Y_i^* die gleiche Fraktile wie bei der Ausgangsverteilung bei X_i^* vorliegt. Damit können auch unstetige Dichtefunktionen verarbeitet werden.

Darüberhinaus kann das Programm Korrelationen zwischen normalverteilten und/oder log-normalverteilten Zufallsvariablen berücksichtigen. Hierzu wird bei der Transformation in den Y-Raum das Koordinatensystem soweit gedreht, bis die Variablen Y_i voneinander unabhängig werden, zu Einzelheiten sei auf / 12 / und / 13 / verwiesen. Einzugeben sind jeweils die Korrelationskoeffizienten ϱ_{ij} für die Abhängigkeit zwischen den Zufallsvariablen X_i und X_j ($-1 \leq \varrho_{ij} \leq +1$). Die Korrelationskoeffizienten berechnen sich aus den Varianzen VAR_i und VAR_j und der Kovarianz COV_{ij} über

$$\varrho_{ij} = \frac{COV_{ij}}{\sqrt{VAR_i \cdot VAR_j}} \quad (2.3)$$

3. Versagen bei Schwingbeanspruchung

Die klassische und weit verbreitete Methode zur Vorhersage der Lebensdauer bei Schwingbeanspruchung ist die sogenannte PALMGREN-MINER-Regel. Sie besagt, daß jedes Lastspiel oberhalb der Dauerfestigkeit einen Teilschaden ΔS (σ_i) hervorruft, der umgekehrt proportional zur Bruchlastspielzahl N_i im Einstufenversuch auf dem Spannungshorizont σ_i ist. Der Bruch tritt dann ein, wenn bei n_i Lastspielen je Horizont die Schadenssumme S gerade 1 ist, d.h.

$$S = \sum_i \Delta S(\sigma_i) = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (3.1)$$

Die Ergebnisse von Schadensrechnungen streuen sehr stark, was sicherlich mit dieser sehr einfachen, linearen Hypothese zusammenhängt. Zusätzlich wirkt sich die Streuung der Ergebnisse aus den Einstufenversuchen aus. Hier bieten sich Zuverlässigkeitsberechnungen nach der oben beschriebenen Methode an,

wodurch der Zufallscharakter aller wichtigen Einflußgrößen berücksichtigt werden kann.

Für das Versagen infolge Schwingbeanspruchung ist eine der PALMGREN-MINER-Regel entsprechende Strukturfunktion Z zu definieren. Eine derartige Funktion ist in / 6 / angegeben, die für diese Arbeit übernommen wird und deren Herleitung hier gezeigt werden soll. Als Zufallsvariablen X_i werden die Parameter der Wöhlerlinie und der Grenzscha-den (MINER-Koeffizient) eingeführt.

Abweichend von der PALMGREN-MINER-Regel wird angenommen, daß auch die Spannungsspiele unterhalb der Dauergrenze einen Beitrag zur Schädigung liefern (modifizierte Schadensrechnung). Es wird von einer Wöhlerlinie ausgegangen, die keinen Abknickpunkt besitzt, sondern die mit konstanter Neigung bis $\Delta\sigma = 0$ verlängert wird, Bild 3. Jeder der Spannungsanstiege $\Delta\sigma_i$ ruft damit einen Teilschaden $\Delta S_i (\Delta\sigma_i, R)$ hervor, der von $\Delta\sigma_i$ und auch von dem Grenzspannungsverhältnis R des Spannungsanstiegs $\Delta\sigma_i$ abhängen soll. Die Teilschäden addieren sich zum Momentanschaden $S(t)$, und der Bruch tritt ein, wenn der Momentanschaden $S(t)$ einen definierten Grenzscha-den X_3 überschreitet (Bild 4).

Die PALMGREN-MINER-Regel läßt sich dann ausdrücken durch

$$S(t) = \int_{R=-1}^{+1} \int_{\Delta\sigma=0}^{\infty} \frac{n(t, \Delta\sigma, R)}{N(\Delta\sigma, R)} d\Delta\sigma dR \quad (3.2)$$

mit $n(t, \Delta\sigma, R)$ = die zufällige Zahl der Spannungsanstiege im Bereich $\Delta\sigma = \pm \frac{d\Delta\sigma}{2}$ und $R = \pm \frac{dR}{2}$ bis zum Zeitpunkt t

$N(\Delta\sigma, R)$ = die zufällige Zahl der ertragbaren Spannungsspiele mit der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ und dem Grenzspannungsverhältnis R im Einstufenversuch.

Die ertragbaren Lastspiele N im Einstufenversuch können durch die Wöhlerlinie dargestellt werden (Bild 3):

$$N(\Delta\sigma, R) = 2 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_D(R)}{\Delta\sigma} \right)^{X_2} \quad (3.3)$$

mit X_2 = der Steigungskoeffizient
der Wöhlerlinie

$\Delta\sigma_D(R)$ = die "Dauerfestigkeit" für ein bestimmtes
Grenzspannungsverhältnis R (Ordinate
der Wöhlerlinie bei $N = 2 \cdot 10^6$)

Die Abhängigkeit der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ vom Grenzspannungsverhältnis R soll durch eine Funktion $\lambda(R)$ beschrieben werden:

$$\Delta\sigma_D(R) = \lambda(R) \cdot X_1 \quad (3.4)$$

mit X_1 = Dauerfestigkeit bei $R = -1$.

Die Gleichung (3.2) wird damit zu

$$S(t) = \int_{R=-1}^{+1} \int_{\Delta\sigma=0}^{\infty} \frac{n(t, \Delta\sigma, R)}{2 \cdot 10^6} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{\lambda(R) \cdot X_1} \right)^{X_2} d\Delta\sigma dR \quad (3.5)$$

Für eine große Nutzungsdauer t_{ND} kann von einem stationären Spannungsprozeß ausgegangen werden und die zufällige Zahl der Spannungsanstiege $n(t, \Delta\sigma, R)$ kann mit der Dichtefunktion $f_{\Delta\sigma}$ der Spannungsdifferenz $\Delta\sigma$ ausgedrückt werden

$$n(t_{ND}, \Delta\sigma, R) = N_{ND} \cdot f_{\Delta\sigma}(\Delta\sigma, R) \quad (3.6)$$

wobei N_{ND} die erwartete Lastspielzahl während der Nutzungsdauer t_{ND} ist. Am Ende der Nutzungsdauer t_{ND} wird die Schadenssumme $S(t_{ND})$ zu

$$S(t_{ND}) = \int_{R=-1}^{+1} \int_{\Delta\sigma=0}^{\infty} \frac{N_{ND} \cdot f_{\Delta\sigma}(\Delta\sigma, R)}{2 \cdot 10^6} \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{\lambda(R) \cdot X_1} \right)^{X_2} d\Delta\sigma dR \quad (3.7)$$

Durch eine Näherung läßt sich das Doppelintegral auf ein einfaches Integral zurückführen. Hierzu nimmt man an, daß sich die Dauerfestigkeiten $\Delta\sigma_D(R)$ für die meisten vorkommenden Grenzspannungsverhältnisse R nicht wesentlich von der

Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D(\bar{R})$ für das mittlere Grenzspannungsverhältnis \bar{R} der auftretenden Spannungsanstiege unterscheiden. Damit vereinfacht sich die Gleichung (3.7) zu

$$S(t_{ND}) = \frac{N_{ND}}{2 \cdot 10^6 [\lambda(\bar{R}) \cdot X_1]} X_2 \int_{\Delta\sigma=0}^{\infty} f_{\Delta\sigma}(\Delta\sigma) \cdot \Delta\sigma^{X_2} d\Delta\sigma \quad (3.8)$$

Das Versagen tritt ein, wenn $S(t_{ND})$ größer als der Grenzschaden X_3 ist, so daß die Strukturfunktion Z lautet

$$\begin{aligned} Z &= g(X_1, X_2, X_3) = X_3 - S(t_{ND}) \\ &= X_3 - \frac{N_{ND}}{2 \cdot 10^6 [\lambda(\bar{R}) \cdot X_1]} X_2 \int_{\Delta\sigma=0}^{\infty} f_{\Delta\sigma}(\Delta\sigma) \cdot \Delta\sigma^{X_2} d\Delta\sigma \quad (3.9) \end{aligned}$$

mit dem unsicheren Bereich $Z < 0$.

4. Auswahl der Zufallsvariablen X_1 , X_2 und X_3

4.1 Parameter X_1 und X_2 der Wöhlerlinien

Die Zufallsvariablen X_1 und X_2 beschreiben die Ordinate und Neigung der Wöhlerlinie (3.3) und werden aus Versuchen ermittelt. Aufgrund einer statistischen Analyse von Schwingfestigkeitsversuchen für verschiedene Kerbfälle lassen sich nach QUEL / 14 / beide Variablen gut durch log-Normalverteilungen beschreiben. Für acht Kerbfälle sind die Verteilungsparameter (Mittelwert m , Standardabweichung s und Variationskoeffizient V) aus / 14 / in der Tabelle 1 aufgeführt, wobei betont werden muß, daß sich alle Spannungsangaben auf Doppelamplituden beziehen.

Die statistische Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche erfolgte mit Hilfe der linearen Regression für die einzelnen Versuchsreihen. Vereinzelt aufgetretene Durchläufer wurden mit der Lastspielzahl, bei welcher der Versuch

abgebrochen wurde, in die Regressionsanalyse einbezogen. Für jeweils einen Kerbfall ergab sich die Verteilung der Dauerfestigkeit X_1 (bei $N = 2 \cdot 10^6$) und der Neigung X_2 aus den Ergebnissen der Regressionsanalysen aller zu diesem Kerbfall gehörenden Versuchsreihen.

Bemerkenswert bei den Werten nach Tabelle 1 ist die starke Streuung s der Neigung X_2 . Offenbar traten bei einzelnen Versuchsreihen relativ steile und auch flache Wöhlerlinien auf. Es soll nicht Aufgabe dieser Arbeit sein, in die Diskussion um die statistische Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen einzutreten. Die Ergebnisse in Tabelle 1 werden für die hier vorgestellten Berechnungen übernommen. Wesentlich ist, daß die Verteilungsparameter eine große Zahl von Schwingfestigkeitsversuchen repräsentieren und daß sie in dieser Form direkt für Zuverlässigkeitsbetrachtungen verwendet werden können.

Ein Punkt, auf den allerdings noch eingegangen werden soll, ist die statistische Abhängigkeit zwischen der Dauerfestigkeit X_1 und der Neigung X_2 . Mit der Annahme, daß beide Variablen Zufallsgrößen sind, ergibt sich für die möglichen Wöhlerlinien ein Streuband, wie es qualitativ in Bild 5 oben dargestellt ist und das an die Konfidenzbereiche für Schätzgeraden erinnert. Setzt man, wie nach / 14 /, statistische Unabhängigkeit zwischen X_1 und X_2 voraus, hat das Streuband seinen engsten Bereich bei $N = 2 \cdot 10^6$, (durchgezogene Linien in Bild 5 oben). Es wäre besser, die engste Stelle nicht bei der willkürlich gewählten Dauergrenze $N = 2 \cdot 10^6$, sondern in Höhe des Spannungsmittels $\Delta\sigma_m$ aller ausgewerteten Versuchsreihen anzuordnen oder mit anderen Worten, die Ordinate der Schätzgerade "Wöhlerlinie" wie üblich beim Mittelwert anzugeben. Liegen der Mittelwert $\Delta\sigma_m$ und die mittlere Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ auf unterschiedlichem Niveau, ergeben sich statistisch abhängige Größen X_1 und X_2 .

Um die Auswertung der Versuche / 14 / weiterzuverwenden, wurde die statistische Abhängigkeit zwischen X_1 und X_2 ermittelt.

Aus einem Teil der vom Verfasser zur Einsicht überlassenen Versuchsergebnisse konnte der Mittelwert $\Delta\sigma_m$ der Versuchsreihen abgeschätzt werden. Mit Hilfe von Monte-Carlo-Simulationen wurde daraufhin die Lage der kleinsten Streubandbreite b für verschiedene Korrelationskoeffizienten ρ berechnet. Für kleine Werte von ρ ergibt sich in etwa eine lineare Abhängigkeit, Bild 5 unten. Mit den geschätzten Mittelwerten $\Delta\sigma_m$ der Versuchsreihen können damit Korrelationskoeffizienten für X_1 und X_2 angegeben werden, Tabelle 1 (rechts).

Für die Funktion $\lambda = f(R)$ zur Beschreibung der Abhängigkeit der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ vom Grenzspannungsverhältnis R (Gleichung (3.4)) kann nach / 14 / für $R \leq 0.5$ gut die Beziehung

$$\lambda(R) = \frac{5 - 5 \cdot R}{6 - 4 \cdot R} \quad (4.1)$$

angesetzt werden, die aus der Kranbaunorm DIN 15018 stammt und für das Konzept der Doppelamplituden umgeformt wurde. Lediglich für den Kerbfall "Stumpfnah-Normalgüte" wurde eine andere Abhängigkeit festgestellt, die mit der Beziehung

$$\lambda(R) = \frac{3 - 3 \cdot R}{4 - 2 \cdot R} \quad (4.2)$$

angenähert wurde.

4.2 Grenzschaden X_3

Der Grenzschaden X_3 , bei dem der Bruch eintritt, beträgt nach der Originalarbeit von MINER genau $S = 1$. Streng genommen müssen dabei sämtliche auftretenden Spannungsamplituden oberhalb der Dauerfestigkeit liegen.

Mehrere Untersuchungen, z.B. / 15 / und / 5 /, bestätigen einen mittleren Grenzschaden von etwa $S = 1$, sie zeigen aber auch, daß eine erhebliche Streuung vorhanden ist und daß Werte von 0.1 oder 10 nicht selten sind. Es sind eine

Reihe von möglichen Ursachen hierfür bekannt (z.B. Anwendung der PALMGREN-MINER-Regel auch bei Lastkollektiven mit Spannungsamplituden unterhalb der Dauerfestigkeit; Einfluß der Belastungsfolge; Eigenspannungen).

Bei Anwendung der bereits oben erwähnten modifizierten Schadensrechnung, bei welcher die Wöhlerlinie mit konstanter Neigung bis zur Spannungsamplitude $\Delta\sigma = 0$ verlängert wird (Bild 3), ergibt sich nach SCHÜTZ und ZENNER / 15 / eine praktisch unveränderte Streuung des Grenzsadens. Allerdings erhält man einen größeren Mittelwert \bar{S} als 1, weil auch die Spannungsamplituden unterhalb der Dauerfestigkeit Beiträge zur Schadenssumme liefern. Der praktische Vorteil der modifizierten Rechnung liegt darin, daß die Summation bzw. die Integration in (3.9) bei $\Delta\sigma = 0$ und nicht bei der Zufallsvariablen $\Delta\sigma_D = x_1 \cdot \lambda(R)$ beginnen kann.

Eine statistische Auswertung von mehr als 100 Schadensrechnungen / 15 / ergab für den Werkstoff Stahl bei axialer Beanspruchung und einem Lastkollektiv $p = 0$ (Bild 6) einen Mittelwert (Median) von $\bar{S} = 1.60$ bei einer Streuspanne $T_S = 4.2$ zwischen der 10%- und der 90%-Summenhäufigkeit. Unterstellt man für den Logarithmus des Grenzsadens $Y_3 = \log X_3$ eine Gaussverteilung, erhält man die folgenden Parameter:

$$\left. \begin{array}{l} m_{Y_3} = 0.204 \\ s_{Y_3} = 0.243 \end{array} \right\} \text{ (für das Lastkollektiv } p = 0 \text{).}$$

Für andere Lastkollektive als $p = 0$ stellt sich die Frage, inwieweit die Kollektivform die Verteilungsparameter des Grenzsadens beeinflußt. In / 15 / ist kein signifikanter Unterschied zwischen der Verteilung $p = 0$ und der Geradlinienverteilung festgestellt worden, so daß die obigen Parameter auch hierfür übernommen werden. Andererseits muß beim Kollektiv $p = 1$ (Einstufenbelastung) der Grenzsadens den Mittelwert 1 und die Streuung Null besitzen. Wegen fehlender Informationen wird für die Lastkollektive $p > 0$ der Mittelwert und die Standardabweichung des Grenzsadens X_3 durch lineare Interpolation zwischen $p = 0$ und $p = 1$ angesetzt:

$$m_{x_3}(p) = [m_{x_3}(p=0) - 1] \cdot (1-p) + 1 \quad (4.3)$$

$$s_{x_3}(p) = [1-p] \cdot s_{x_3}(p=0) \quad (4.4)$$

5. Sicherheit der einzelnen Kerbfälle gegen Schwingbruch

Für die in der Tabelle 1 aufgeführten sechs Schweißverbindungen wurde nach der oben beschriebenen Methode der Sicherheitsindex β bzw. die Versagenswahrscheinlichkeit P_f abgeschätzt.

Für die Belastung wurden die Lastkollektive nach Bild 6 angenommen. Die Kurven zwischen $p = 0$ und $p = 1$ entsprechen den Lastkollektiven S0 bis S3 nach der Kranbaunorm DIN 15018. Die Geradlinienverteilung GV wird in dem Betriebsfestigkeitsnachweis des Germanischen Lloyd verwendet.

Je nach erwartetem Lastspielzahlbereich gelten für die einzelnen Kollektive unterschiedliche Beanspruchungsgruppen (B1 - B6), in denen die zulässigen Spannungen für die verschiedenen Kerbfälle (K0 - K4) zusammengefaßt sind. Für die DIN 15018 und die Vorschriften des Germanischen Lloyd sind die zulässigen Spannungen (Amplitudenwerte) in der Tabelle 2 aufgelistet.

Als Werkstoff wurde St.37 bzw. bei Verwendung der Geradlinienverteilung normalfester Schiffbaustahl (NF-Stahl) betrachtet.

Die Berechnungen wurden auf ein mittleres Grenzspannungsverhältnis $\bar{R} = -1$ beschränkt. Für $-1 \leq \bar{R} \leq 0$ ergeben sich praktisch unveränderte Sicherheiten, da für die Ordinaten der Wöhlerlinien mit Ausnahme des Kerbfalls "Stumpfnah-Normalgüte" die gleiche Abhängigkeit von R wie bei den zulässigen Spannungen nach den Vorschriften angenommen wurde. Überdies ist festgestellt worden, daß beim Übergang von Kleinproben zu

Großbauteilen praktisch nur noch die Doppelamplitude $\Delta\sigma$ (Schwingbreite) der Spannung unabhängig vom dem Grenzspannungsverhältnis R maßgebend ist, siehe z.B. / 16 / und / 17 /.

Bei der iterativen Bestimmung der Sicherheitsindizes β mußte sorgfältig darauf geachtet werden, daß nicht ein Nebenminimum gefunden wurde. Denn bei den Kollektiven $p \neq 1$ kann die Versagensgrenze $Z = 0$ der Strukturfunktion (3.9) einen Verlauf mit zwei möglichen Entwurfspunkten ergeben. Bild 7 zeigt ein Beispiel der Versagensgrenze $Z = 0$ in der X_1 - X_2 -Ebene vor der Transformation in den Y -Raum. Die beiden möglichen Entwurfspunkte kennzeichnen das Versagen bei einer Wöhlerlinie mit

- a.) einer kleinen Dauerfestigkeit X_1 und einer großen Neigung X_2 (flacher Verlauf) bzw.
- b.) einer ebenfalls kleinen Dauerfestigkeit X_1 und einer kleinen Neigung X_2 (steiler Verlauf).

Bei kleineren Nutzungsdauern liegt der Entwurfspunkt zumeist bei a.), bei großen Nutzungsdauern dagegen bei b.). Durch sorgfältige Auswahl der Startpunkte für die Iteration mußte besonders bei den mittleren Nutzungsdauern sichergestellt werden, daß auch wirklich der kleinste Sicherheitsindex β gefunden wurde.

In den Bildern 8 bis 13 sind die berechneten Sicherheitsindizes β für die sechs Kerbfälle dargestellt. Je nach Kombination der Lastkollektive mit jeweils einer der Beanspruchungsgruppen (B1 - B6) und einem Lastspielbereich (N1 - N4) ergeben sich stark unterschiedliche Sicherheitsindizes β . Der unstetige Verlauf ist mit dem Wechsel der Beanspruchungsgruppe beim Übergang in den nächst höheren Lastspielbereich zu erklären.

Die extrem niedrigen Sicherheitsindizes für völlige Kollektive ($p > 0$) im Lastspielbereich N4 ($N \geq 2 \cdot 10^6$)

dürften unrealistisch sein. Hier verliert die modifizierte Schadensrechnung mit ihrer Annahme, daß auch die Lastspiele unterhalb der Dauerfestigkeit schädigen, ihre Gültigkeit. Denn es liegen alle Spannungsamplituden unterhalb der Dauerfestigkeit.

Einen direkten Vergleich der verschiedenen Kerbfälle ermöglichen die Bilder 14 und 15, wo jeweils für die Beanspruchungsgruppen B4 und B3 die Bandbreiten dargestellt sind, in denen sich die Sicherheitsindizes in den einzelnen Lastspielbereichen bewegen. Am ungünstigsten stellt sich der Kerbfall "Stumpfnaht-Normalgüte" dar, worüber auch schon an anderer Stelle / 18 / berichtet wurde.

Aufgrund neuer Schwingfestigkeitsversuche mit dem Geradlinienkollektiv / 19 / werden in der jüngsten Ausgabe der Klassifikationsvorschriften des Germanischen Lloyd / 20 / die zulässigen Spannungen in Verbindung mit der Geradlinienverteilung um eine Beanspruchungsgruppe hochgestuft. Die hierfür ermittelten Sicherheitsindizes sind ebenfalls in den Bildern 8 bis 13 mit gestrichelten Linien dargestellt. Bei den ersten beiden Kerbfällen (Stumpfnaht, Bild 8 und 9) fallen diese wegen der unveränderten zulässigen Spannungen in den oberen Beanspruchungsgruppen mit den Sicherheiten der früheren Vorschriften zusammen.

Besonders interessant dürfte der Vergleich der Sicherheitsindizes für das Lastkollektiv $p = 0$ und die Geradlinienverteilung im Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$ nach der erwähnten Höherstufung der Beanspruchung sein. Hierzu soll Bild 16 dienen. Abgesehen vom Bereich kleinerer Lastspielzahlen, bei denen mit $p = 0$ beachtliche Sicherheiten auftreten, sind mit der Geradlinienverteilung höhere Sicherheiten zu verzeichnen.

6. Variation der Parameter für den Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$

Für den in der Schiffstechnik wohl interessantesten Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$, der z.B. für die Seegangslasten während der Nutzungsdauer eines Schiffes maßgeblich ist, wurden einige Parameterstudien durchgeführt. Dabei wurden die zulässigen Spannungen aus den neuen Vorschriften des Germanischen Lloyd / 20 / angesetzt, nach denen dem Geradlinienkollektiv die Beanspruchungsgruppe B2 zugeordnet wird.

Es stellt sich z.B. die Frage, wie groß der Abfall der Sicherheit ist, wenn an Stelle des Geradlinienkollektivs ein völligeres Lastkollektiv bei gleicher Maximalamplitude der Spannung wirkt. Für die sechs betrachteten Kerbfälle zeigt Bild 17 den Abfall der Sicherheit, wenn man von der Geradlinienverteilung auf das Kollektiv $p = 0$ übergeht. Der Rechnung lagen jeweils drei Lastspielzahlen ($N = 2 \cdot 10^6$, 10^7 und $5 \cdot 10^7$) zugrunde. Die Unterschiede zwischen den beiden Kollektiven sind sehr groß. Einen erheblichen Einfluß hat auch die erwartete Nutzungsdauer. Besonders bei den Kerbfällen K3 und K4 ist mit zunehmender Lastspielzahl ein Abfall zu sehr geringen Zuverlässigkeiten zu erkennen.

Neben der Kollektivform wurde der Einfluß der maximalen Spannungsamplitude $\Delta\sigma_{\max}$ untersucht. Diese wurde bisher als deterministische Größe behandelt. Auch sie kann starken Streuungen unterliegen, die z.B. mit den Berechnungsverfahren und Lastannahmen zusammenhängen. Hinzu kommen Einflußfaktoren wie das Einsatzgebiet und die Handhabung der Schiffe, denn je nach Schiffsführung wird beispielsweise die Geschwindigkeit in schwerem Seegang früher oder später gedrosselt. Für die maximale Spannungsamplitude $\Delta\sigma_{\max} = X_4$ wurde im folgenden eine Normalverteilung mit der zulässigen Spannung nach den Vorschriften als Mittelwert m angesetzt. Der Variationskoeffizient V , das Verhältnis von Standardabweichung s zum Mittelwert m , wurde mit 0, 0.1 und 0.25 angenommen.

In Bild 18 sind die Sicherheitsindizes β für die sechs untersuchten Kerbfälle bei Lastspielzahlen $N = 2 \cdot 10^6$, 10^7 und $5 \cdot 10^7$ angegeben. Selbst bei einem Variationskoeffizienten von $V = 25\%$ ist der Abfall der Zuverlässigkeit nicht so stark wie bei der Änderung der Form des Lastkollektivs von GV nach $p = 0$.

Zum Vergleich zeigt Bild 19 die entsprechenden Werte für das Lastkollektiv $p = 0$ und den zulässigen Spannungen nach DIN 15018 (Beanspruchungsgruppe B4).

7. Vergleichsrechnung mit Wöhlerlinien konstanter Neigung

Bei den Berechnungen zeigte sich, daß die Haupteinflußgröße für das Versagen häufig die Neigung X_2 der Wöhlerlinie ist, die nach Tabelle 1 sehr große Variationskoeffizienten besitzt. Hierzu seien einige kritische Anmerkungen erlaubt.

Es ist bekannt, daß die Neigung der Regressionsgeraden einzelner Versuchsreihen recht breite Konfidenzbereiche besitzen, besonders wenn nur wenige Proben zu einer Versuchsreihe gehören. Möglicherweise haben "weniger glaubhafte" Regressionsgeraden bei der statistischen Auswertung / 14 / die Streuung der Neigung X_2 stark beeinflußt. Hinzu kommen die Durchläufer, die ebenfalls die Neigung der Wöhlerlinie verändern, wenn das Versuchsende als Bruchzeitpunkt angesehen wird.

Es ist anzunehmen, daß weniger stark streuende Neigungen X_2 der Wöhlerlinien und eine andere Betrachtung der Durchläufer die berechneten Sicherheitsindizes β erhöhen. Ein Indiz dafür ist der Vergleich der beiden, zu K4 gehörenden Kerbfälle "Kreuzstoß-Kehlnaht" und "Längssteife II" (Bild 12 und 13). Beim letzteren besitzt die Neigung X_2 nur einen etwa halb so großen Variationskoeffizienten V . Die Sicher-

heitsindizes β liegen bis zu Lastspielzahlen von $N \approx 10^7$ deutlich über denjenigen des Kerbfalls "Kreuzstoß-Kehlnaht", wobei natürlich auch die kleinere Streuung der Dauerfestigkeit X_1 eine Rolle spielt.

Um den Vergleich der Sicherheiten zwischen der Kranbaunorm DIN 15018 und den Vorschriften des Germanischen Lloyd abzusichern, wurde eine Vergleichsrechnung mit Wöhlerlinienparametern aus den Wöhlerlinienkatalogen / 21 / durchgeführt, von denen derzeit drei Bände vorliegen.

In den Wöhlerlinienkatalogen / 21 / werden die Ergebnisse von Schwingfestigkeitsversuchen für jede einzelne Versuchsreihe in ein einheitliches Streuband nach HAIBACH / 22 / eingeordnet. Dieses ist gekennzeichnet durch eine konstante Neigung von 3.75 (50% - Linie), durch einen Abknickpunkt bei $N = 2 \cdot 10^6$ und durch eine Streuspanne $T_{\Delta\sigma}$ (zwischen der 90% - und der 10% - Linie), die z.B. bei $N = 10^5$ einen Wert von 1 : 1.35 und bei $N = 2 \cdot 10^6$ von 1 : 1.5 bzgl. der Spannungsamplituden besitzt.

Für die Dauerfestigkeit (bei $N = 2 \cdot 10^6$) der zu einem Kerbfall zusammengefaßten Versuchsreihen sind in / 21 / die Parameter der sich ergebenden log-Normalverteilung angegeben. Die Tabelle 3 zeigt für drei Kerbfälle die entsprechenden Werte sowie die Verteilungsparameter der auf das Konzept der Doppelamplituden umgeformten Dauerfestigkeit $X_1 = \Delta\sigma (R = -1)$.

Nimmt man nun an, daß die Neigung mit $X_2 = 3.75$ konstant ist und daß für die jeweils betrachtete Wöhlerlinie eine zusätzliche, aus Vereinfachungsgründen konstante Streuung mit einer Streuspanne $T_{\Delta\sigma} = 1 : 1.5$ (entsprechend dem einheitlichen Streuband bei $N = 2 \cdot 10^6$) vorhanden ist, lassen sich auch hierfür mit dem oben beschriebenen Ansatz Zuverlässigkeitsbetrachtungen anstellen. Es wird wiederum die modifizierte Schadensrechnung (Wöhlerlinie ohne Abknickpunkt) mit dem entsprechend höheren Grenzscha-den X_3 durchgeführt.

Bild 20 zeigt für die drei betrachteten Kerbfälle unter b.) die Ergebnisse im Vergleich zu den Ergebnissen a.) aus Abschnitt 5. Betrachtet wurde der Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$. Die Sicherheitsindizes β bei Verwendung der Geradlinienverteilung und der Beanspruchungsgruppe B2 liegen jetzt durchweg über denjenigen mit dem Lastkollektiv $p = 0$ und der Beanspruchungsgruppe B4. Die Streuung der Wöhlerlinienneigung X_2 beeinflusst den Sicherheitsindex β besonders stark bei Lastspielzahlen $N < 5 \cdot 10^6$.

8. Erforderliche Sicherheit

Über die erforderliche Sicherheit von Konstruktionen, deren Festlegung eine klassische Aufgabe der Aufsichtsbehörden und Klassifikationsgesellschaften ist, gibt es derzeit nur wenige quantitative Angaben. Grundsätzlich hängt die erforderliche Sicherheit von der Versagensform und von den Konsequenzen des Versagens ab. Existieren z.B. parallelgeschaltete Konstruktionselemente, die bei Versagen eines Elements die Last mitübernehmen (Fail-Safe), kann die Zuverlässigkeit eines Elementes geringer sein, als wenn während der gesamten Nutzungsdauer ein unbedingt sicheres Arbeiten des Elements gefordert werden muß (Safe-Life). Natürlich spielen auch Inspektionsintervalle und die Zugänglichkeit der Konstruktion eine große Rolle.

In Empfehlungen für die Vorschriften von Bauwerken, z.B. in / 23 /, findet man für den Sicherheitsindex β Werte zwischen 3 und 6, je nach Fehlerform und Konsequenz des Versagens. Die oben berechneten Zuverlässigkeiten liegen bis zu Lastspielzahlen von $N \approx 10^7$ zumeist in diesem Bereich, obwohl bei Schwingbruch eher die höheren Zuverlässigkeiten maßgebend sein dürften.

Die oben beschriebene Vergleichsrechnung mit veränderten Ausgangswerten für die Beschreibung der Wählerlinien zeigt allerdings, wie stark die Ergebnisse von der statistischen Aufbereitung der Ausgangsdaten abhängen und daß quantitative Aussagen nur mit großer Vorsicht getroffen werden können. Qualitative Aussagen wie zum Beispiel der Vergleich der Sicherheiten in verschiedenen Vorschriften sind dagegen eher möglich.

9. Zusammenfassung

Zur Berechnung der Zuverlässigkeit von schwingbeanspruchten Konstruktionen wurde eine aus der Literatur stammende Strukturfunktion auf der Basis der modifizierten Schadensrechnung nach der PALMGREN-MINER-Regel hergeleitet. Zufallsvariablen waren die Parameter der Wöhlerlinie (Ordinate und Neigung) und der Grenzscha-den (MINER-Koeffizient).

Für mehrere Kerbfälle wurden mit Parametern der Wöhlerlinien aus der Literatur die Sicherheiten entsprechend den Betriebsfestigkeitsnachweisen aus der Kranbaunorm DIN 15018 und den Vorschriften des Germanischen Lloyd mit der "Zuverlässigkeitsmethode I. Ordnung" abgeschätzt. Es ergaben sich vergleichbar hohe Zuverlässigkeitsindizes β . Für die kürzlich in den Schiffbauvorschriften erfolgte Höherstufung der zulässigen Beanspruchung in Verbindung mit der Geradlinienverteilung ermöglichen die Berechnungen einen Vergleich mit den bisherigen Vorschriften und mit den Sicherheiten in der Kranbaunorm DIN 15018 für das ebenfalls "leichte" parabelförmige Lastkollektiv $p = 0$. Danach ergibt sich auch nach der Höherstufung eine vergleichbare Sicherheit.

Für hohe Lastspielzahlen $N \geq 2 \cdot 10^6$ wurde der Einfluß der Lastkollektivform und der maximalen Spannungsamplitude auf die Zuverlässigkeit untersucht. Besonders groß ist der Einfluß der Kollektivform, wenn man z.B. von der Geradlinienverteilung auf das Lastkollektiv $p = 0$ übergeht.




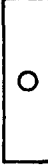




Die Ergebnisse hängen stark von den Parametern zur Beschreibung der Wöhlerlinien ab. Für Zuverlässigkeitsuntersuchungen nach der gezeigten Methode besteht ein Bedarf an statistischen Analysen der in großer Zahl zur Verfügung stehenden Versuchsreihen. Für die Belange der Schiffs- und Offshore-Technik ist besonders der Lastspielbereich $N \geq 2 \cdot 10^6$ mit der Erfassung eines eventuellen Abknickpunktes sowie der statistischen Behandlung der Durchläufer von unveränderter Wichtigkeit.

Literatur

- / 1 / Germanischer Lloyd: Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen, Ausgabe 1978 Band 1 (Kapitel 19), Selbstverlag des Germanischen Lloyd.
- / 2 / Krappinger, O.: Die quantitative Berücksichtigung der Sicherheit und Zuverlässigkeit in der Konstruktion von Schiffen. Jahrbuch der STG 61 (1967), S. 314-338.
- / 3 / Östergaard, C.; Rabien, U.: Zuverlässigkeitstechniken für den Schiffsentwurf. Jahrbuch der STG 75 (1981).
- / 4 / Manners, W.; Baker, M.J.: Reliability Analysis in Fatigue. International Symposium on Integrity of Offshore Structures, Glasgow 1981, Paper 15; Appl. Science Publishers, London 1981.
- / 5 / Wirsching, P.H.: Fatigue Reliability in Welded Joints of Offshore Structures. Proceedings Offshore Techn. Conf., Paper 3380 Houston 1979.
- / 6 / Quel, R.; Geidner, Th.: Zur Berechnung der Zuverlässigkeit von Konstruktionselementen bei Ermüdungsbeanspruchung. Der Stahlbau 1/1980, S. 16-23.
- / 7 / Ditlevsen, O.: Structural Reliability and the Invariance Problem, Report No. 22 (1973), Solid Mechanics Division, University of Waterloo, Ontario, Canada.
- / 8 / Hasofer, A.M.; Lind, N.C.: An Exact and Invariant First Order Reliability Format, Journal of the Eng. Mech. Div., ASCE, Vol. 100 EM1 (1974)
- / 9 / Paloheimo, E.: Eine Bemessungsmethode, die sich auf variierende Fraktilen gründet. Symposium über Sicherheit von Betonbauten, Berlin 1973, Deutscher Betonverein, Wiesbaden.
- / 10 / Joint Committee on Structural Safety CEB-CECM-CIF-FIP-IABSE: First Order Reliability Concepts for Design Codes, Comité Européen du Béton, Bulletin d'Information No. 112, July 1976

- / 11 / Fießler, B.: Das Programmsystem FORM zur Berechnung der Versagenswahrscheinlichkeit von Komponenten von Tragsystemen.
Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Lab.f.d.konstr. Ing. Bau, TU München, Heft 43/1979
- / 12 / Fießler, B.; Hawranek, H.; Rackwitz, R.:
Numerische Methoden für probabilistische Bemessungsverfahren und Sicherheitsnachweise.
Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 14/1976, Lab. f.d.konstr. Ing. Bau, TU München.
- / 13 / Stange, K.: Angewandte Statistik, 2. Teil.
Springer Verlag, Berlin-Heidelberg-New York. 1971.
- / 14 / Quel, R.: Zur Zuverlässigkeit von Ermüdungsbeanspruchten Konstruktionselementen in Stahl.
Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke, Heft 36/1979, Lab. f.d.konstr. Ing. Bau, TU München.
- / 15 / Schütz, W.; Zenner, H.: Schadensakkumulationshypothesen zur Lebensdauervorhersage bei schwingender Beanspruchung.
Zeitschrift für Werkstofftechnik, 4. Jahrgang 1973, S. 25-33 und S. 97-102.
- / 16 / Hobbacher, A.: Design Recommendations for Cyclic Loaded Welded Steel Structures.
IIW-Doc. XV-498-81, Juni 1981.
- / 17 / Berger, B.: Ermüdungsversuche an geschweißten Trägern.
Schweißtechnik 31 (1981), S. 78-82.
- / 18 / Nowack, B.; Seeger, T.: Ein Vorschlag zur Schwingfestigkeitsbemessung von Bauteilen aus hochfesten Baustählen.
Der Stahlbau 44 (1975), S. 257-268 und S. 306-313.
- / 19 / Paetzold, H.: Zur Anwendung des Betriebsfestigkeitsnachweises der DIN 15018 auf schiffbauliche Konstruktionen.
Veröffentlichung in Vorbereitung.
- / 20 / Germanischer Lloyd: Vorschriften für Klassifikation und Bau von stählernen Seeschiffen, Ausgabe 1982, Bd.1.
Selbstverlag des Germanischen Lloyd.
- / 21 / Olivier, R.; Ritter, W.: Wöhlerlinienkatalog.
Teil 1: Stumpfstoß
Teil 2: Quersteife
Teil 3: Doppel-T-Stoß (Kreuzstoß)
Deutscher Verband für Schweißtechnik
DVS-Bericht 56/I-III, Düsseldorf 1979-1981.

- / 22 / Haibach, E.: Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung.
Lab. f. Betriebsfestigkeit, Bericht FB-77 (1968), Darmstadt.
- / 23 / Recommendation for Loading- and Safety Regulations for Structural Design.
NKB-Report No. 36, November 1978,
IIW-Doc.XV-499-81.

Kerbfall	Beispiel	Einstufung nach DIN 15018	Dauerfestigkeit X_1 ¹⁾ log-Normalverteilung		Neigung X_2 ¹⁾ log-Normalverteilung		Korrelation zwischen X_1 und X_2 ρ_{X_1, X_2}		
			m_{X1} [N/mm ²]	s_{X1} [N/mm ²]	V_{X1} [%]	m_{X2} [-]		s_{X2} [-]	V_{X2} [%]
Grundmaterial (St52)		W0	392	25	7	10.57	3.79	36	0.35
Stumpfnah - Sondergüte		K0	309	44	14	7.73	2.66	34	0.2
Stumpfnah - Normalgüte		K1	243	59	24	7.41	3.46	47	0.25
Lochstab		W1	238	27	11	4.88	2.22	46	0.15
Quersteife		K3	203	39	19	4.81	2.17	45	0.1
Längssteife I		K3	198	36	18	4.74	2.34	49	0.1
Kreuzstoß- Kehlnah		K4	113	28	25	3.92	1.59	41	0.15
Längssteife II		K4	115	20	17	3.06	0.68	22	0.1

1) nach / 14 /

Tabelle 1: Parameter der Wöhlerlinien (m = Mittelwert, s = Standardabweichung, V = Variationskoeffizient)

DIN 15018 (für St37)

Kerbfall	K0	K1	K2	K3	K4
Beanspr.-gruppe	Zulässige Spannung [N/mm ²] für R = -1				
B1	180	180	180	180	(152.7)
B2	180	180	180	(180)	108
B3	180	180	(178.2)	127.3	76.4
B4	(168)	(150)	126	90	54
B5	118.8	106.1	89.1	63.6	38.2
B6	84	75	63	45	27




GL 1978 / 1 / (für NF-Stahl)

Kerbfall	K0	K1	K2	K3	K4
Beanspr.-gruppe	Zulässige Spannung [N/mm ²] für R = -1				
B1	160	160	160	160	150
B2	160	160	160	160	105
B3	160	160	150	120	75
B4	150	140	120	90	55
B5	120	105	90	65	40
B6	85	75	65	45	30

GL 1982 / 20 / (für NF-Stahl)

Kerbfall	K0	K1	K2	K3	K4
Beanspr.-gruppe	Zulässige Spannung [N/mm ²] für R = -1				
B1	160	160	160	160	150
B2	160	160	160	150	100
B3	160	160	150	120	75
B4	150	140	120	90	55
B5	120	105	90	65	40
B6	85	75	65	45	30

Tabelle 2: Zulässige Spannungen (Amplitudenwerte)
verschiedener Betriebsfestigkeitsnachweise

Kerfall	Beispiel	Einstufung nach DIN 15018	Dauerfestigkeit σ_A , 50% (R=1) [N/mm ²]	Streuspanne T_A 1) 2)	Dauerfestigkeit X_1 log-Normalverteilung m_{X1} [N/mm ²] s_{X1} [N/mm ²] V_{X1} [%]
Stumpfnaht- Normalgüte		K1	110	1 : 1.5	223 35.5 16
Quersteife		K3	92	1 : 1.7	188 39.4 21
Kreuzstoß- Kehlnaht		K4	54	1 : 1.7	110 23.1 21

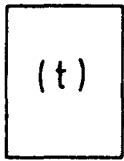
1) nach / 21 /

2) ausgemittelte Werte für stabartige, laborübliche kleine Versuchskörper

Tabelle 3: Parameter der Wöhlerlinien (m = Mittelwert, s = Standardabweichung, V = Variationskoeffizient)



Strukturfunktion Z :



$$Z = K \cdot \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12 \cdot b^2 \cdot (1 - \nu^2)} - \sigma_x = \text{const} \cdot X_1^2 - X_2$$

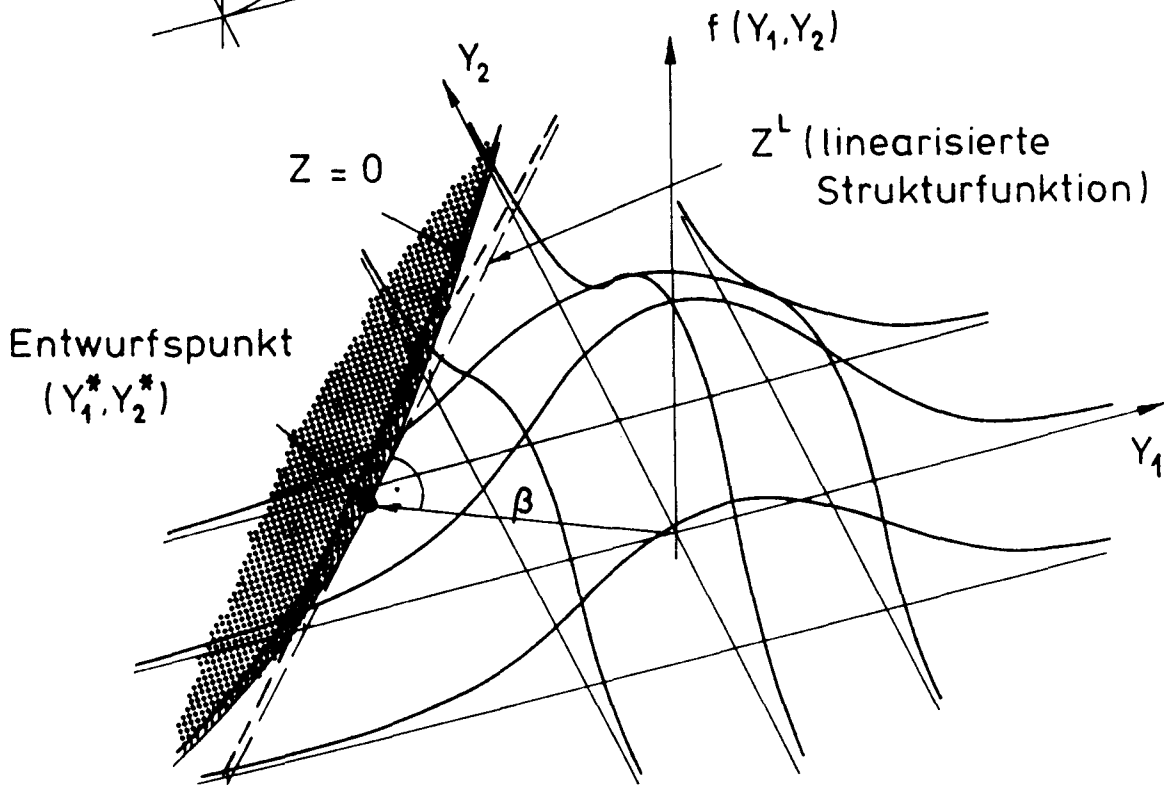
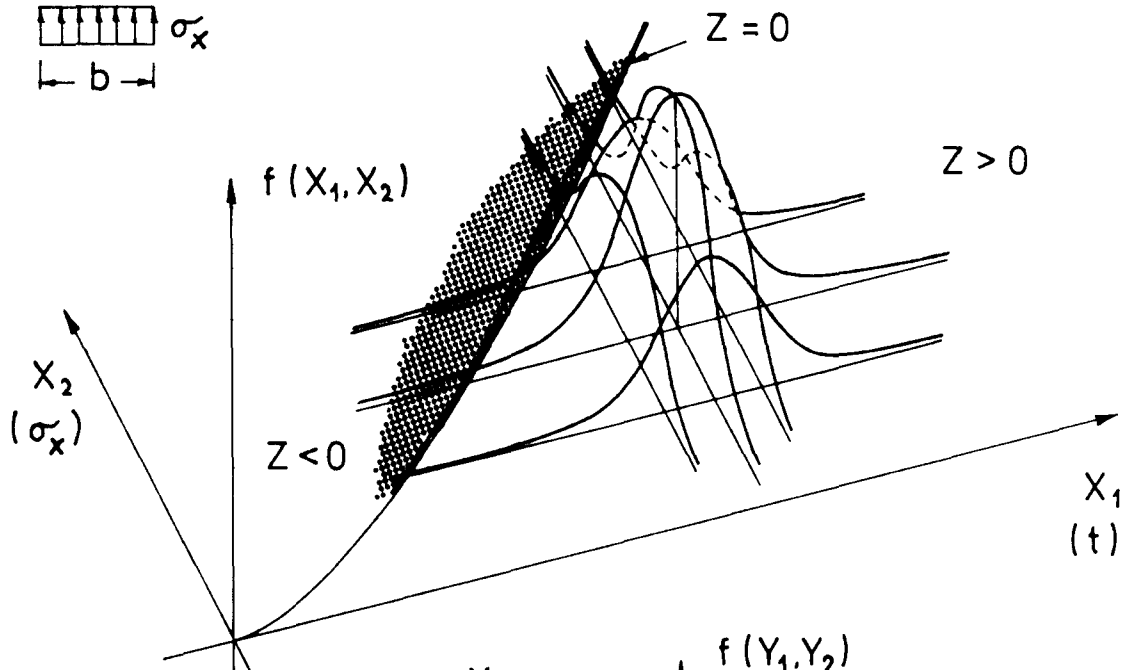
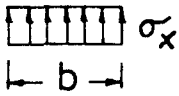


BILD 1: BEISPIEL ZUR ZUVERLÄSSIGKEITSMETHODE I. ORDNUNG

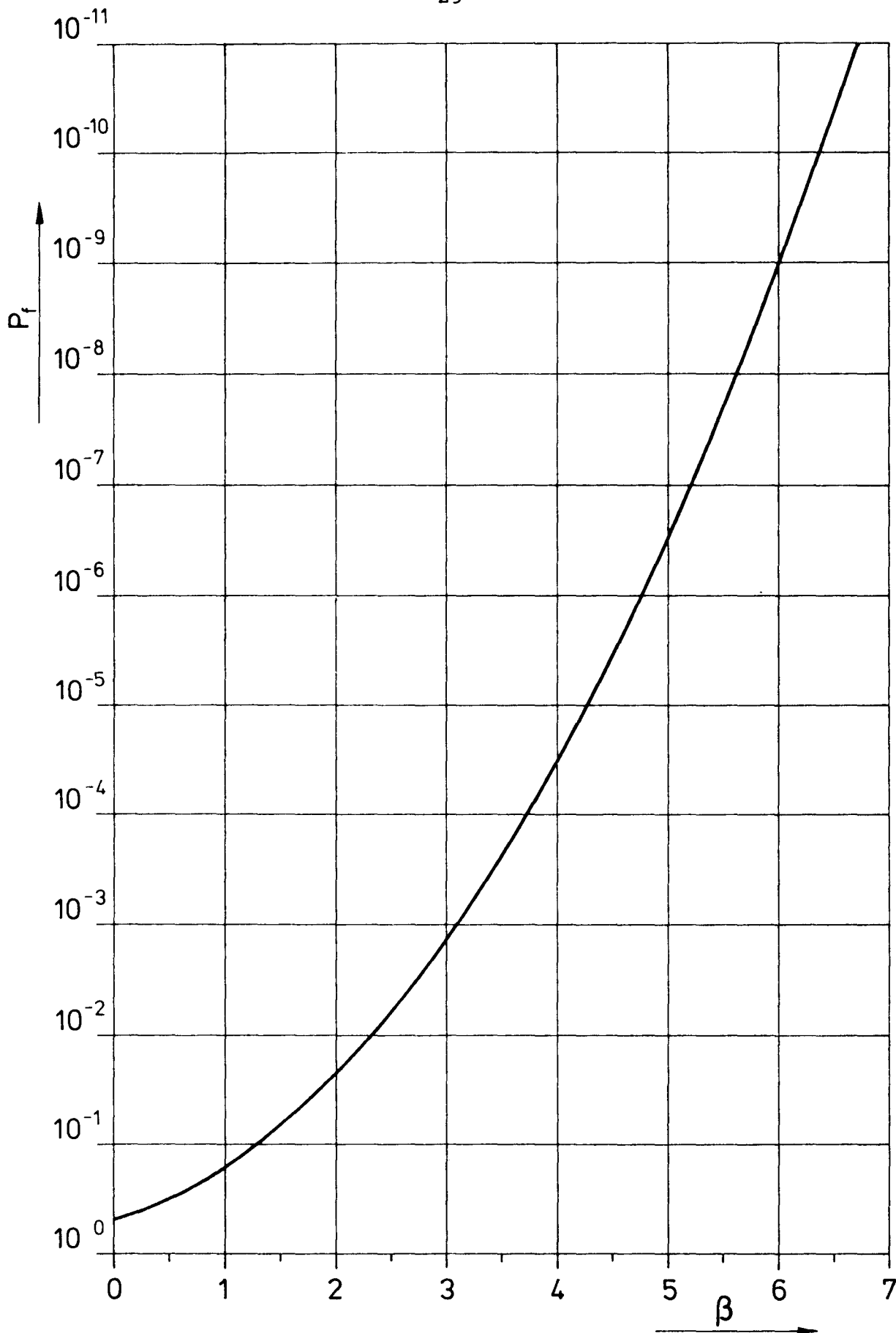


BILD 2: RELATION ZWISCHEN DER VERSAGENSWAHRSCHEINLICHKEIT P_f UND DEM SICHERHEITSINDEX β

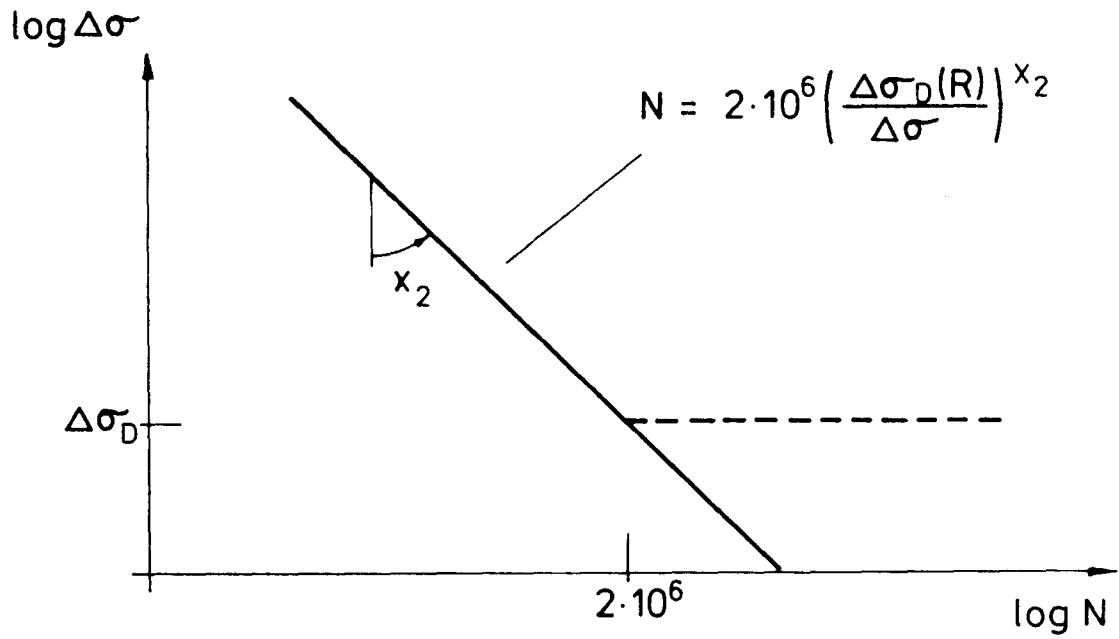


BILD 3: BESCHREIBUNG DER WÖHLERLINIE

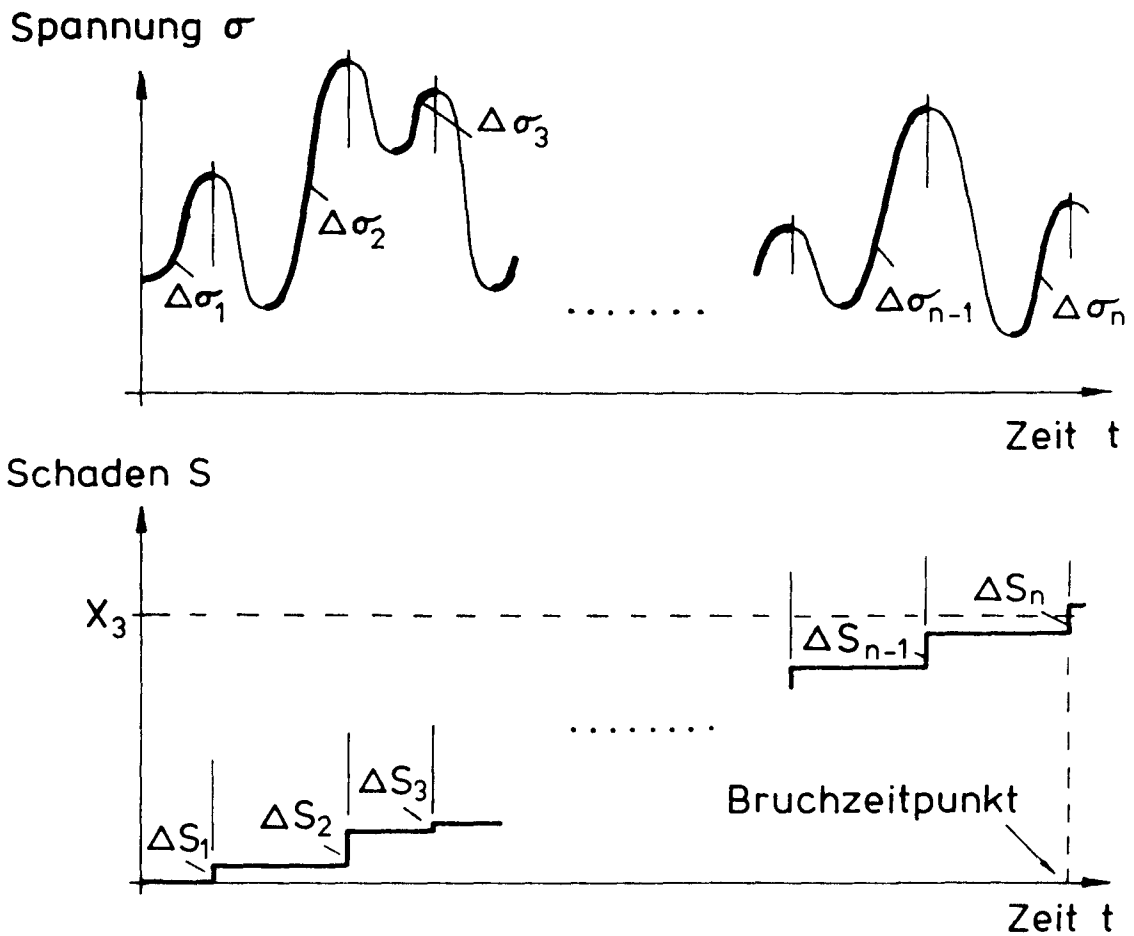


BILD 4: SPANNUNGSVERLAUF UND ANGENOMMENER SCHADENSANSTIEG

$$\log N = \log(2 \cdot 10^6) - X_2 [\log \Delta \sigma - \log X_1]$$

mit X_1 = Dauerfestigkeit $\Delta \sigma_D$ bei $N = 2 \cdot 10^6$

X_2 = Neigung der Wöhlerlinie

ρ = Korrelationskoeffizient zwischen X_1 und X_2

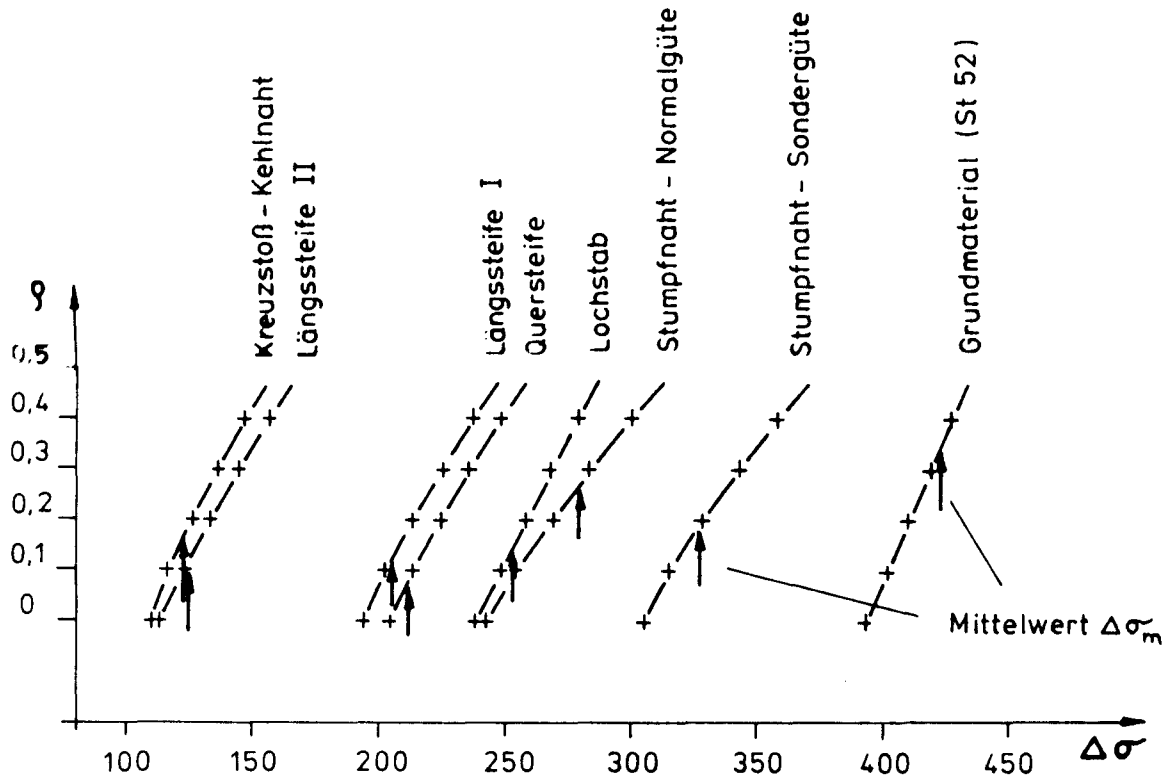
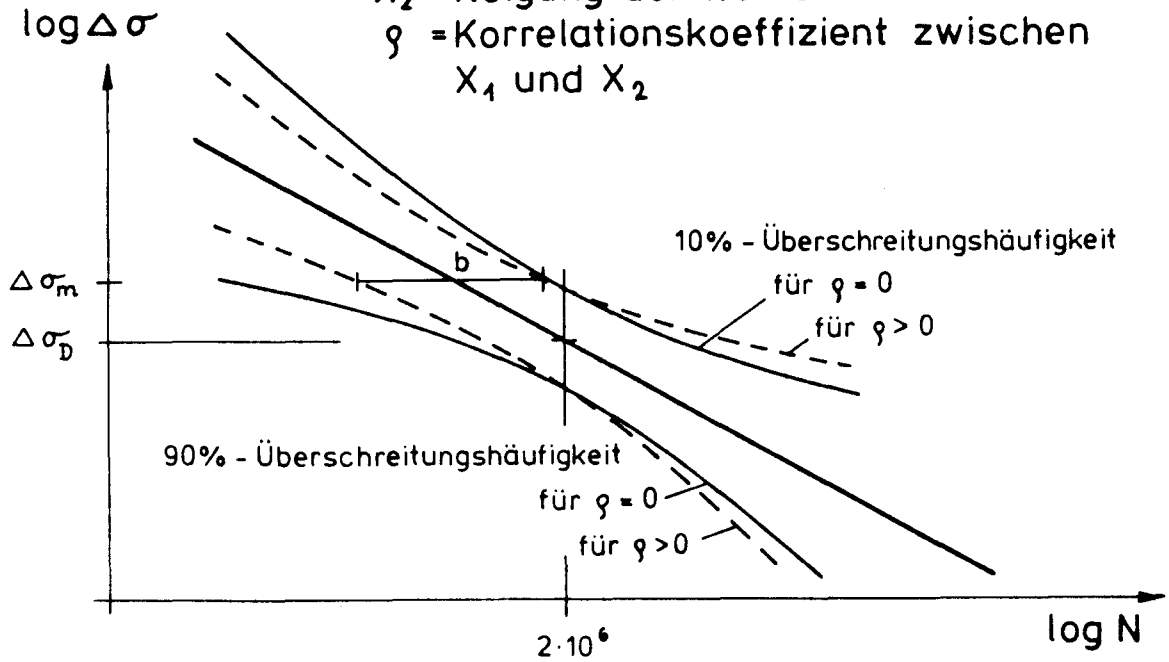
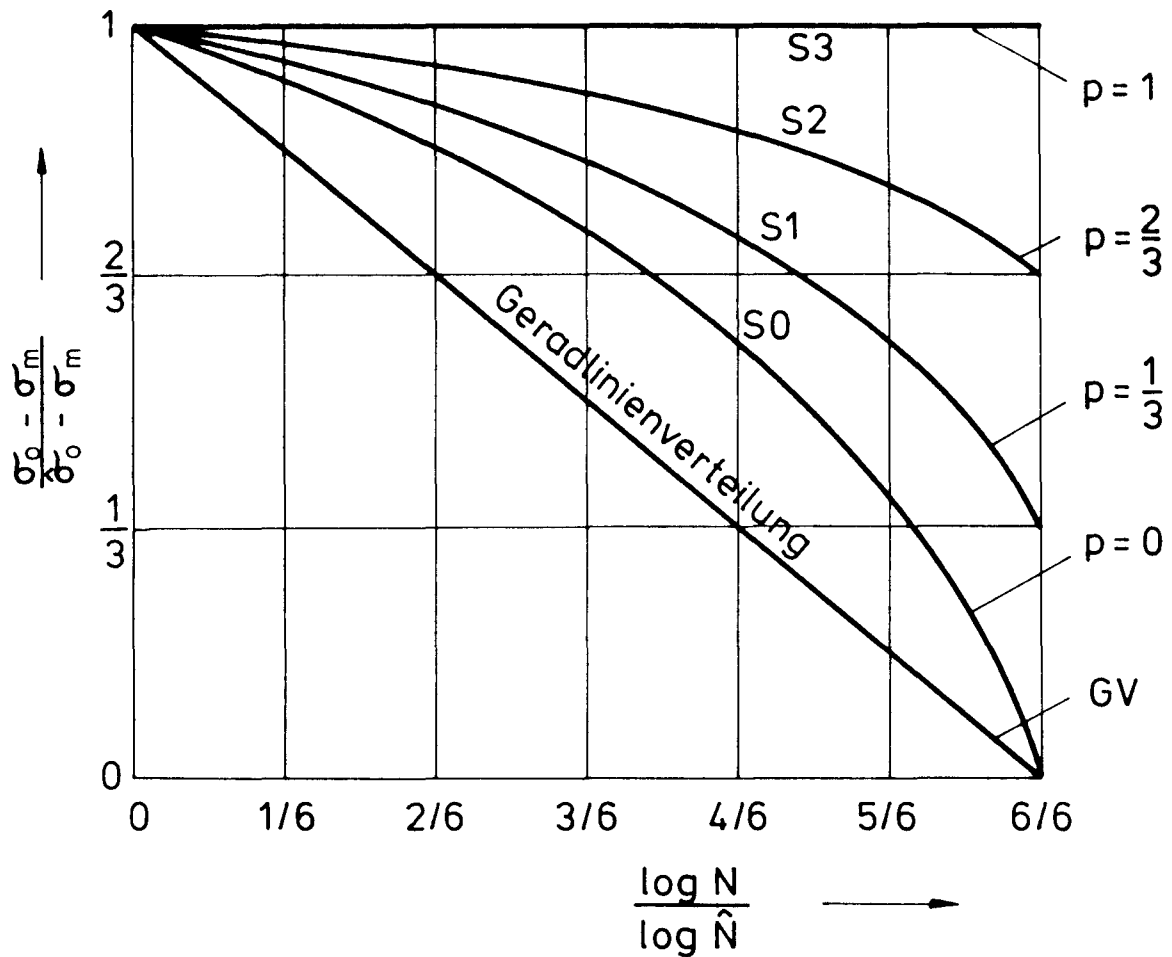


BILD 5: EINFLUSS DES KORRELATIONSKOEFFIZIENTEN ρ AUF DAS STREUBAND DER WÖHLERLINIE (OBEN) UND SPANNUNGSHORIZONT $\Delta \sigma$ FÜR DIE KLEINSTE STREUBANDBREITE b (UNTEN)



Kollektiv	Vorschrift	$2 \cdot 10^4 < N \leq 2 \cdot 10^5$	$2 \cdot 10^5 < N \leq 6 \cdot 10^5$	$6 \cdot 10^5 < N \leq 2 \cdot 10^6$	$N > 2 \cdot 10^6$
$p = 0$	} DIN 15 018	B1	B2	B3	B4
$p = 1/3$		B2	B3	B4	B5
$p = 2/3$		B3	B4	B5	B6
$p = 1$		B4	B5	B6	B6
GV	GL1978 ¹⁾	B1	B2	B2	B3
GV	GL1982 ²⁾	B1	B1	B1	B2

BILD 6: LASTKOLLEKTIVE UND ZUGEORDNETE BEANSPRUCHUNGSGRUPPEN
 (1): GL 1978 / 1 /; 2): GL 1982 / 20 /)

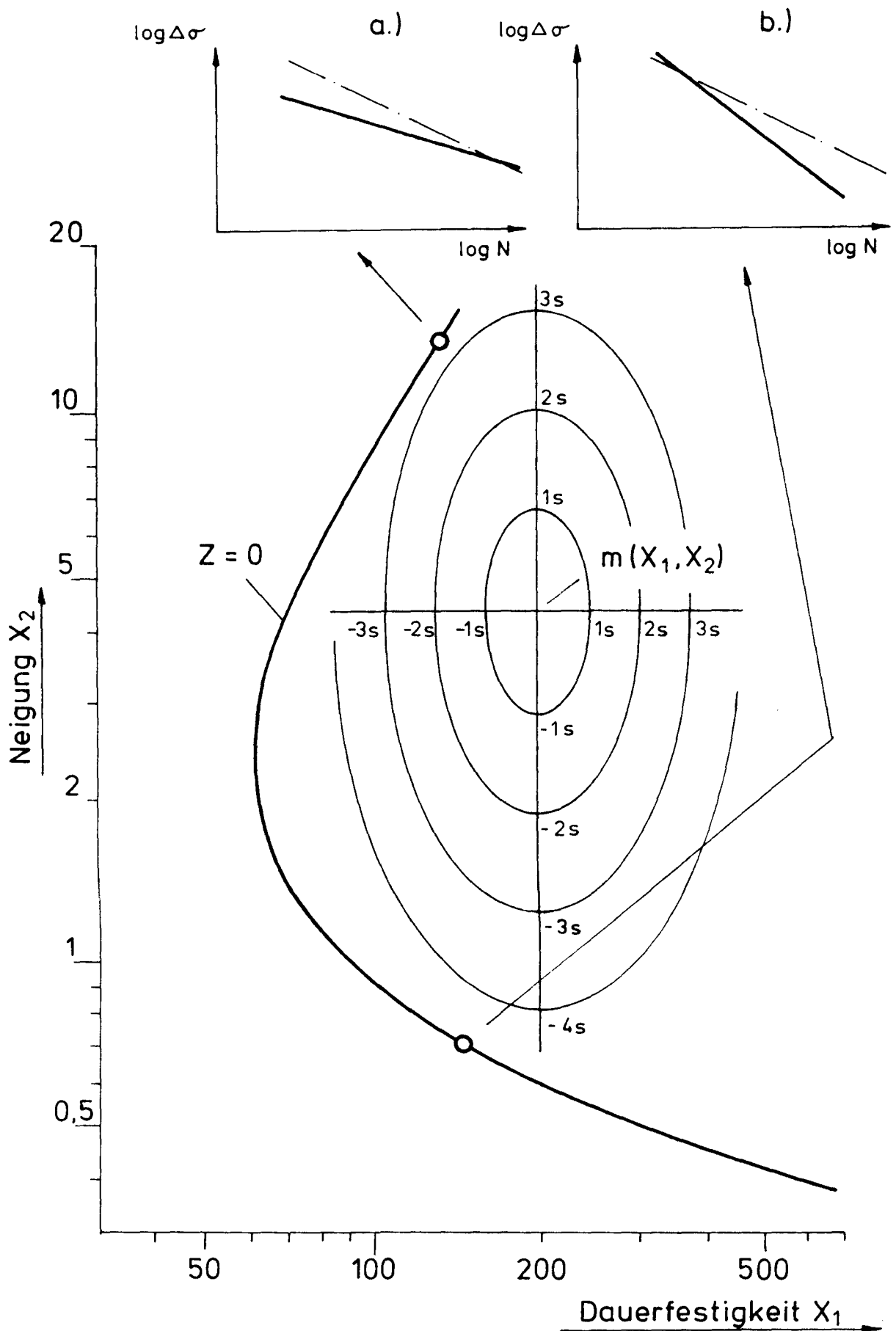


BILD 7: BEISPIEL EINER VERSAGENSGRENZE $Z = 0$ IN DER X_1 - X_2 -EBENE

Beanspruchungsgruppen nach DIN 15018 (für St37)
 und bei GV nach GL1978 /1/ (bzw. GL1982 /20/)

$$\bar{R} = -1$$

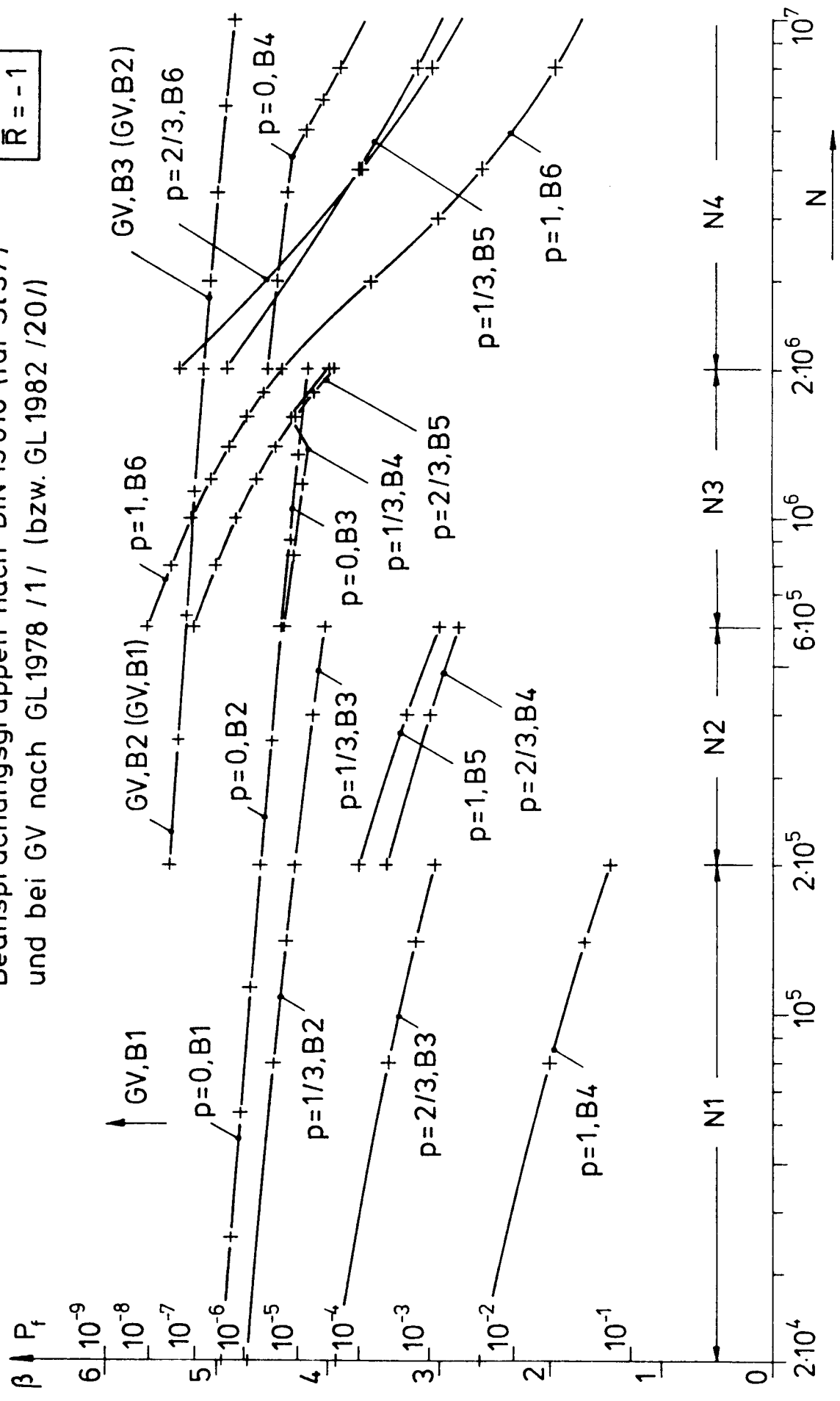


BILD 8: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "STUMPFNAHT-SONDERGÜTE" (K0)

$\bar{R} = -1$

Beanspruchungsgruppen nach DIN 15 018 (für St 37)
 und bei GV nach GL 1978 / 1 / (bzw. GL 1982 / 20 /)

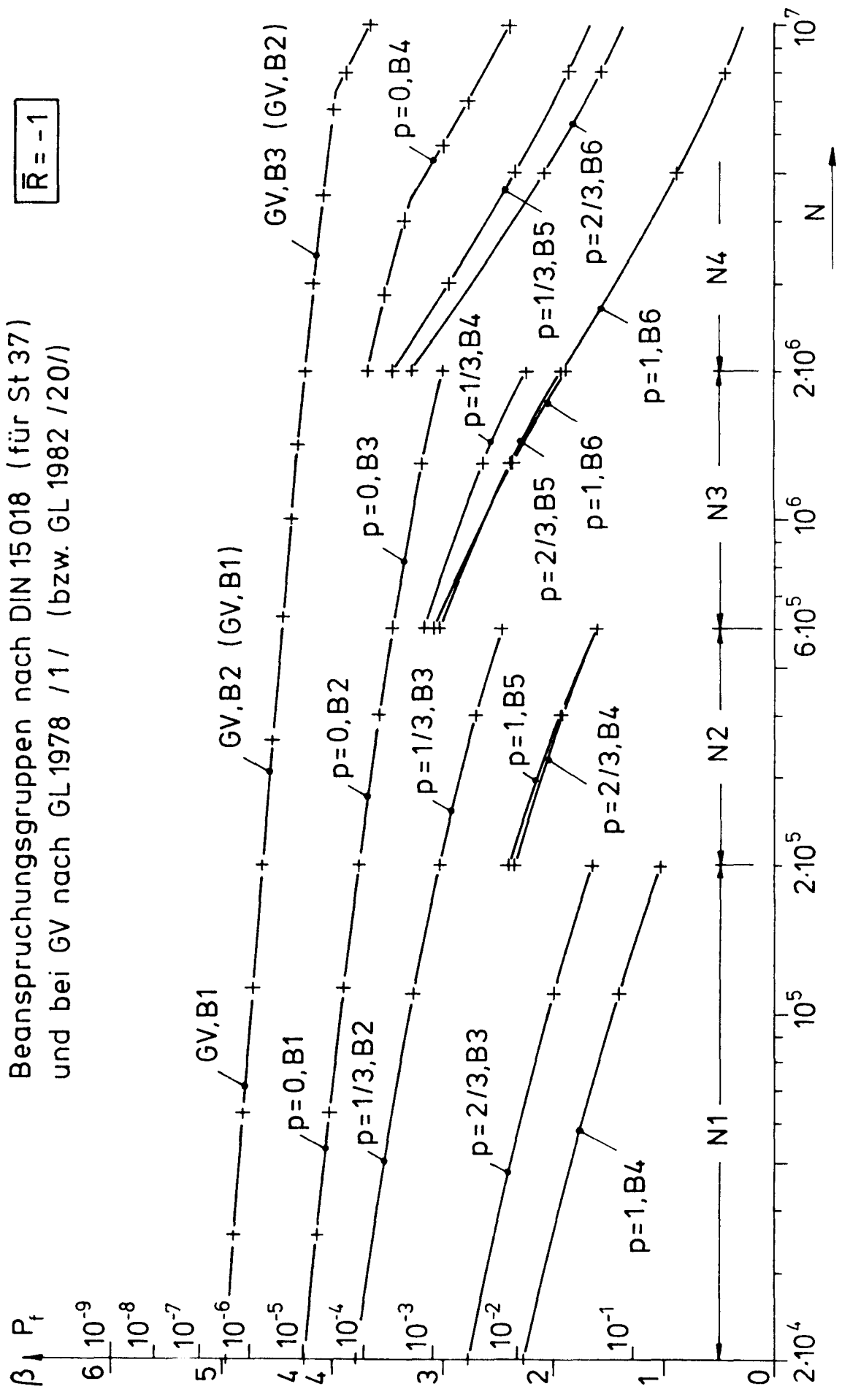


BILD 9: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "STUMPFNAHT-NORMALGÜTE" (K1)

Beanspruchungsgruppen nach DIN 15 018 (für St37)
 und bei GV nach GL1978 / 1 / (bzw. GL1982 / 20/1)

$$\bar{R} = -1$$

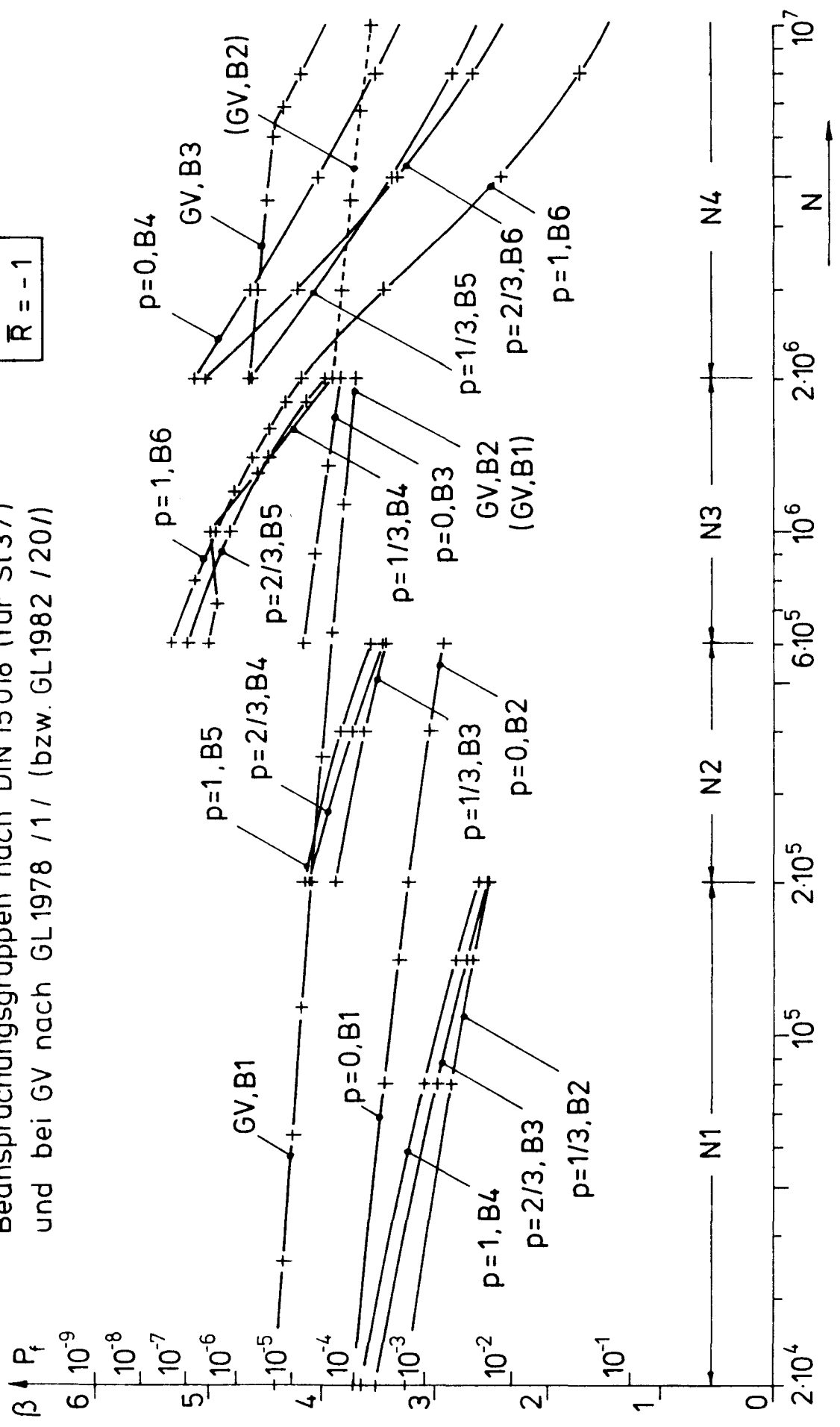


BILD 10: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "QUERSTEIFE" (K3)

$\bar{R} = -1$

Beanspruchungsgruppen nach DIN 15 018 (für St 37)
 und bei GV nach GL1978 / 1 / (bzw. GL1982 / 20/1)

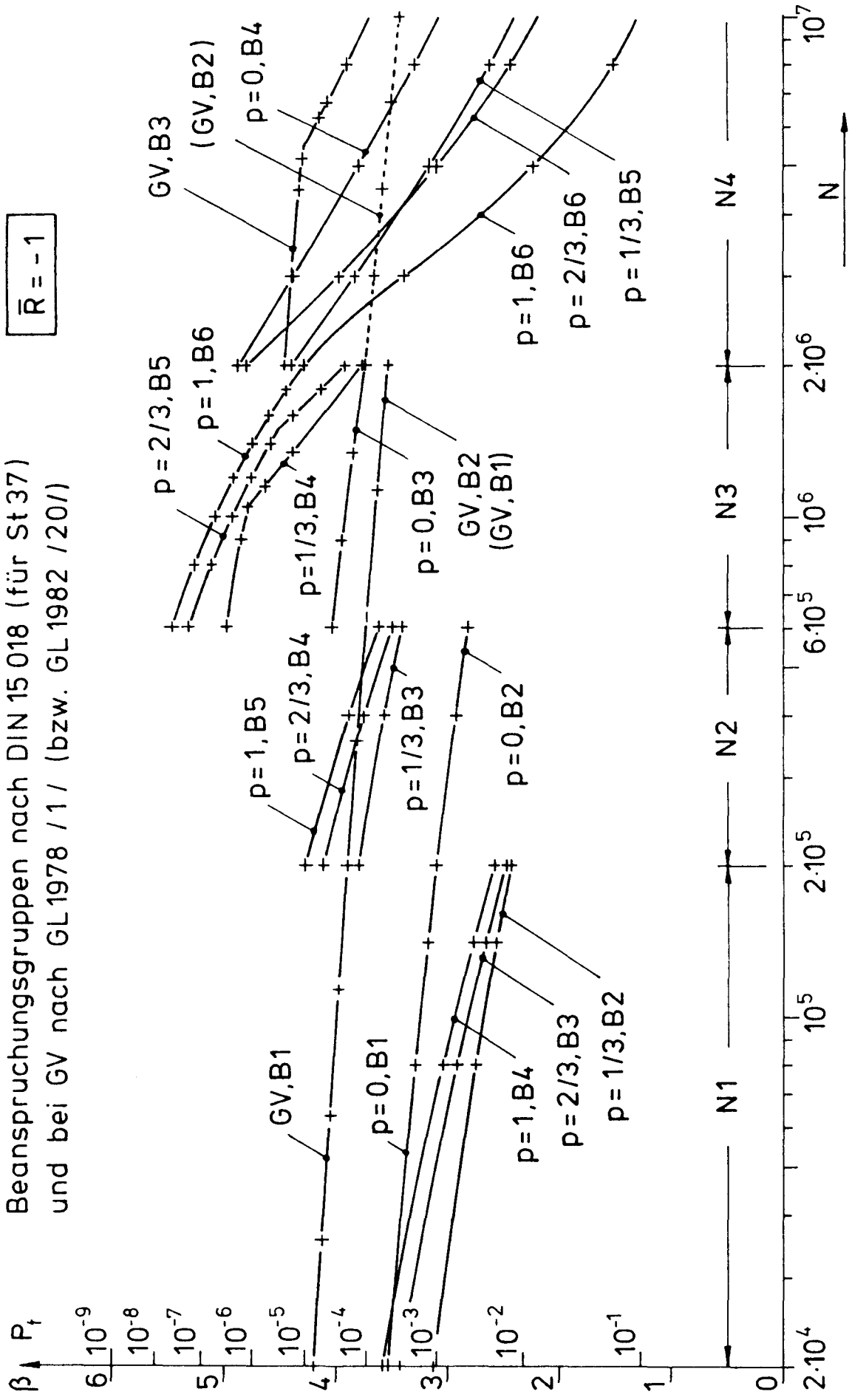


BILD II: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "LÄNGSSTEIFE I" (K3)

$\bar{R} = -1$

Beanspruchungsgruppen nach DIN15018 (für St 37)
 und bei GV nach GL1978 / 1 / (bzw. GL 1982 / 20 /)

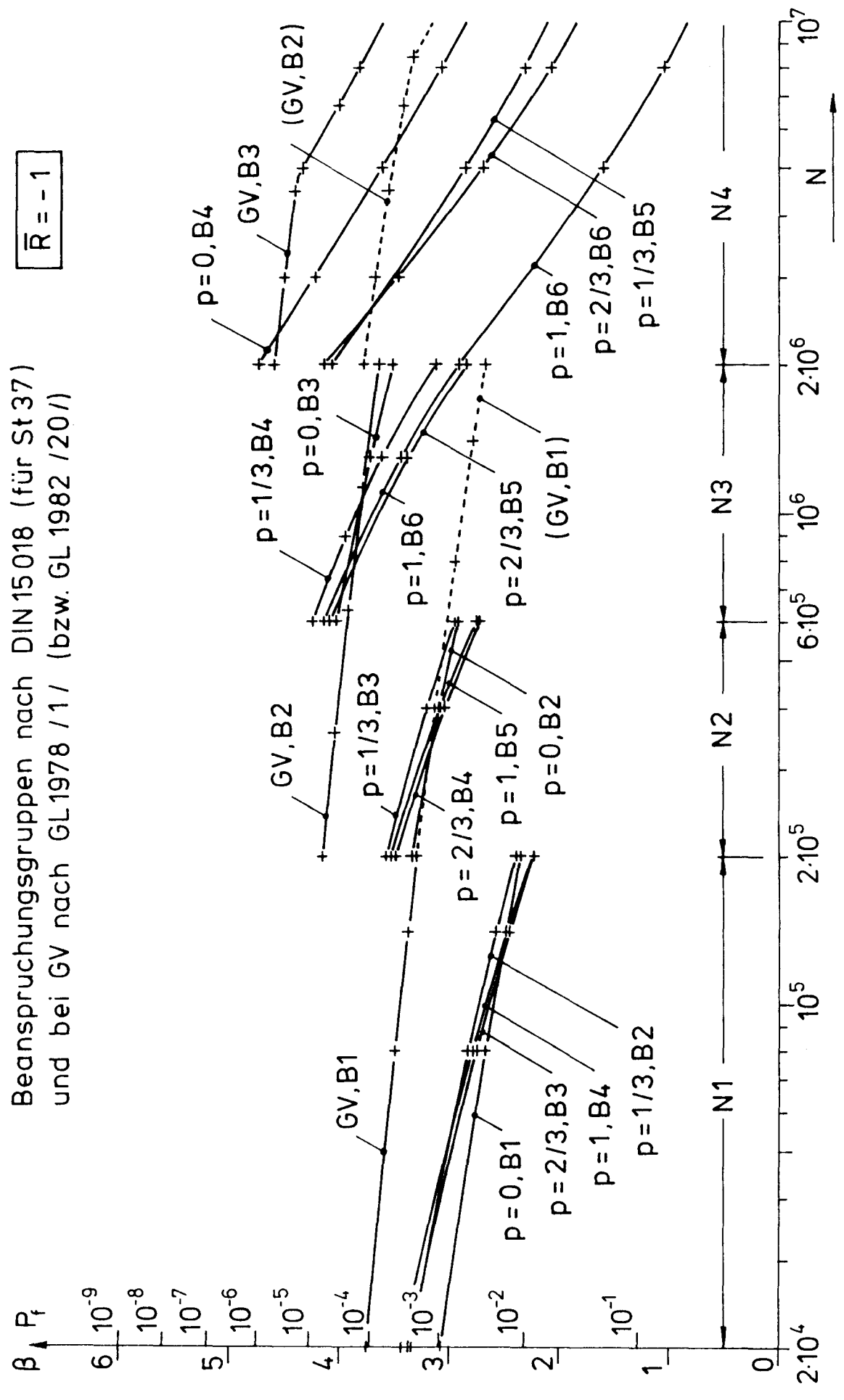
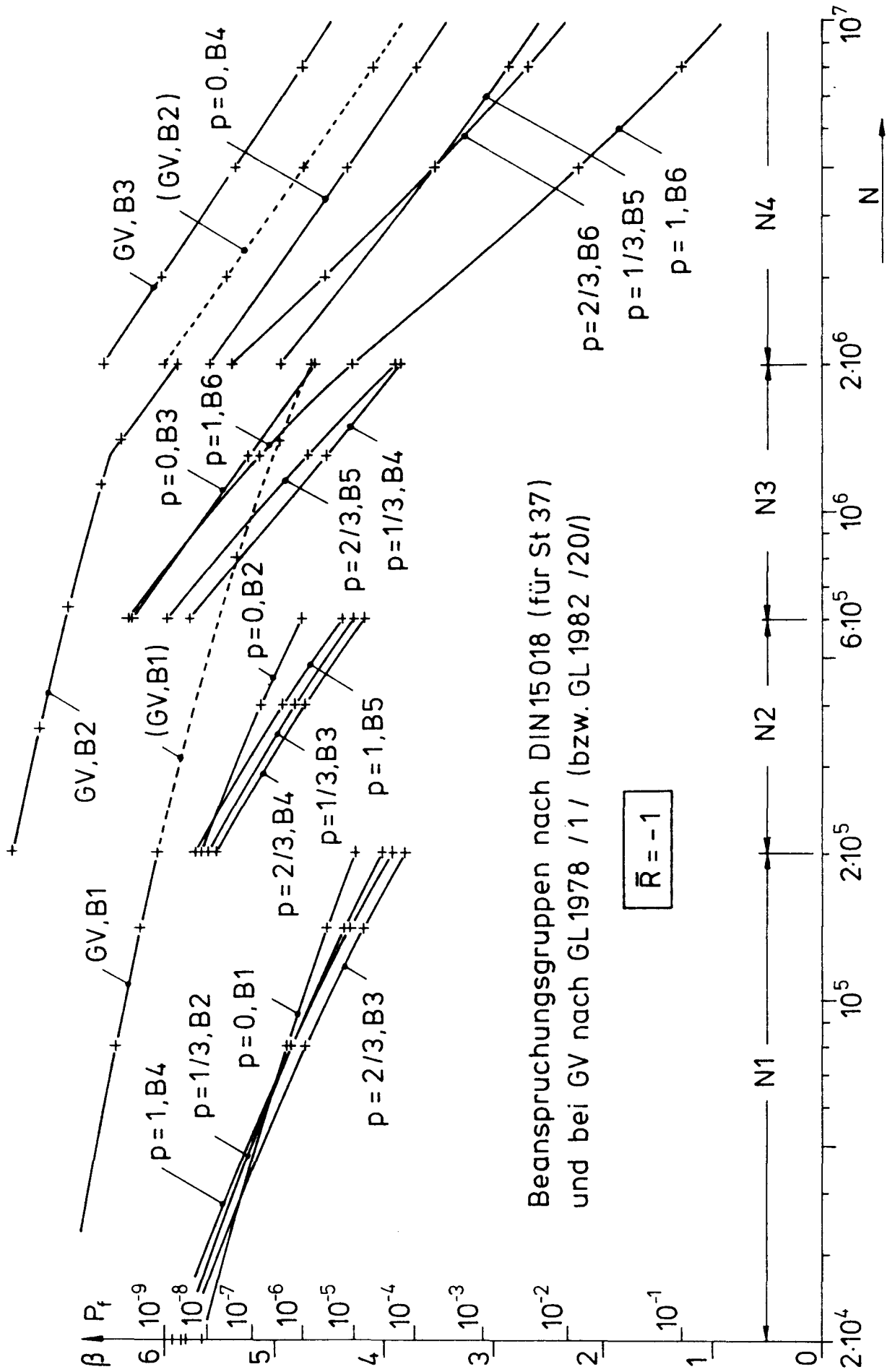


BILD 12: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "KREUZSTOSS-KEHLNAHT" (K4)



Beanspruchungsgruppen nach DIN 15 018 (für St 37)
 und bei GV nach GL 1978 / 1 / (bzw. GL 1982 / 20 /)

BILD 13: SICHERHEITSINDEX β FÜR DEN KERBFALL "LÄNGSSTEIFE II" (K4)

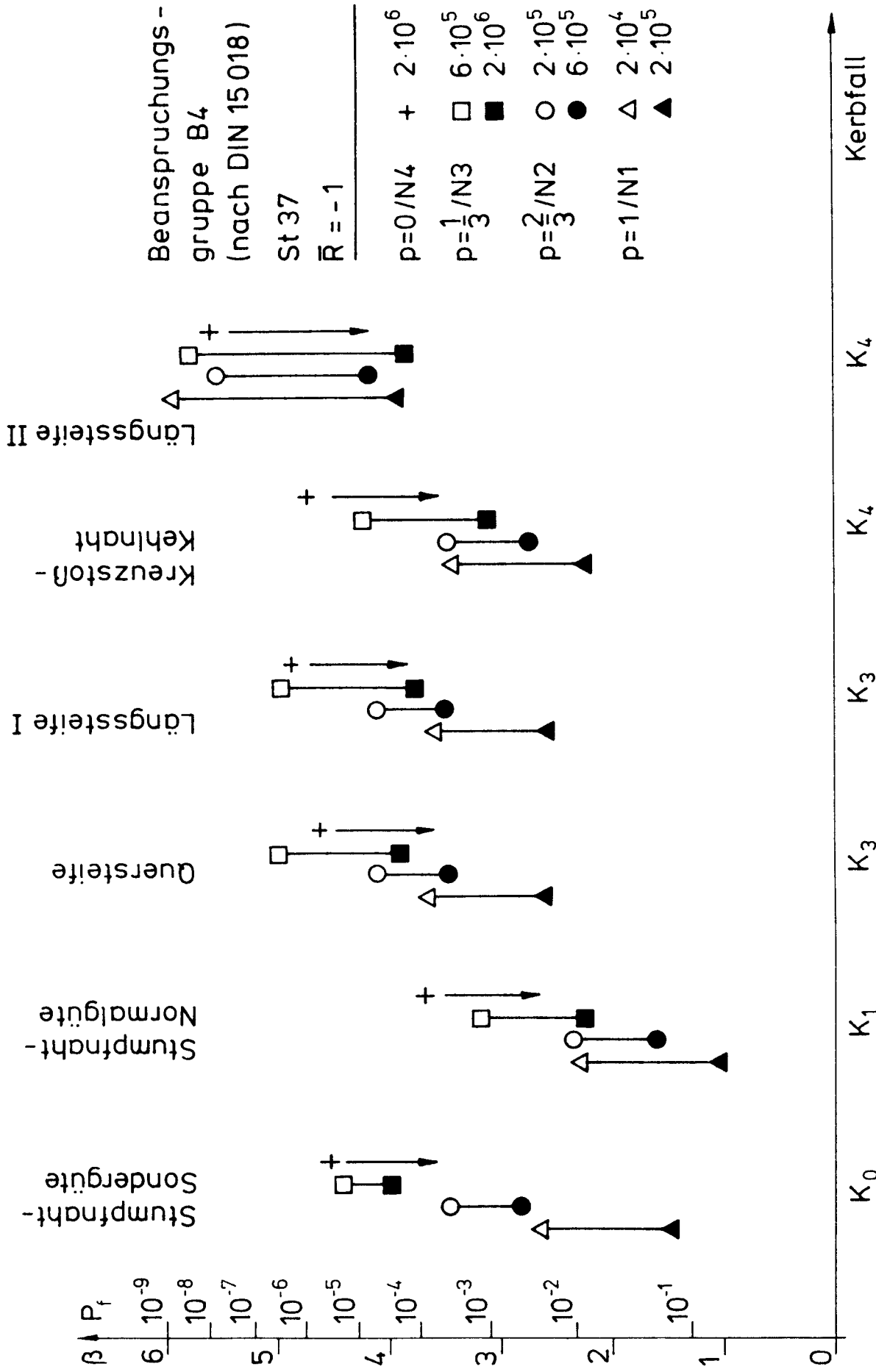


BILD 14: SICHERHEITSINDEX β FÜR DIE EINZELNEN KERBFÄLLE INNERHALB DER BEANSPRUCHUNGSGRUPPE B4

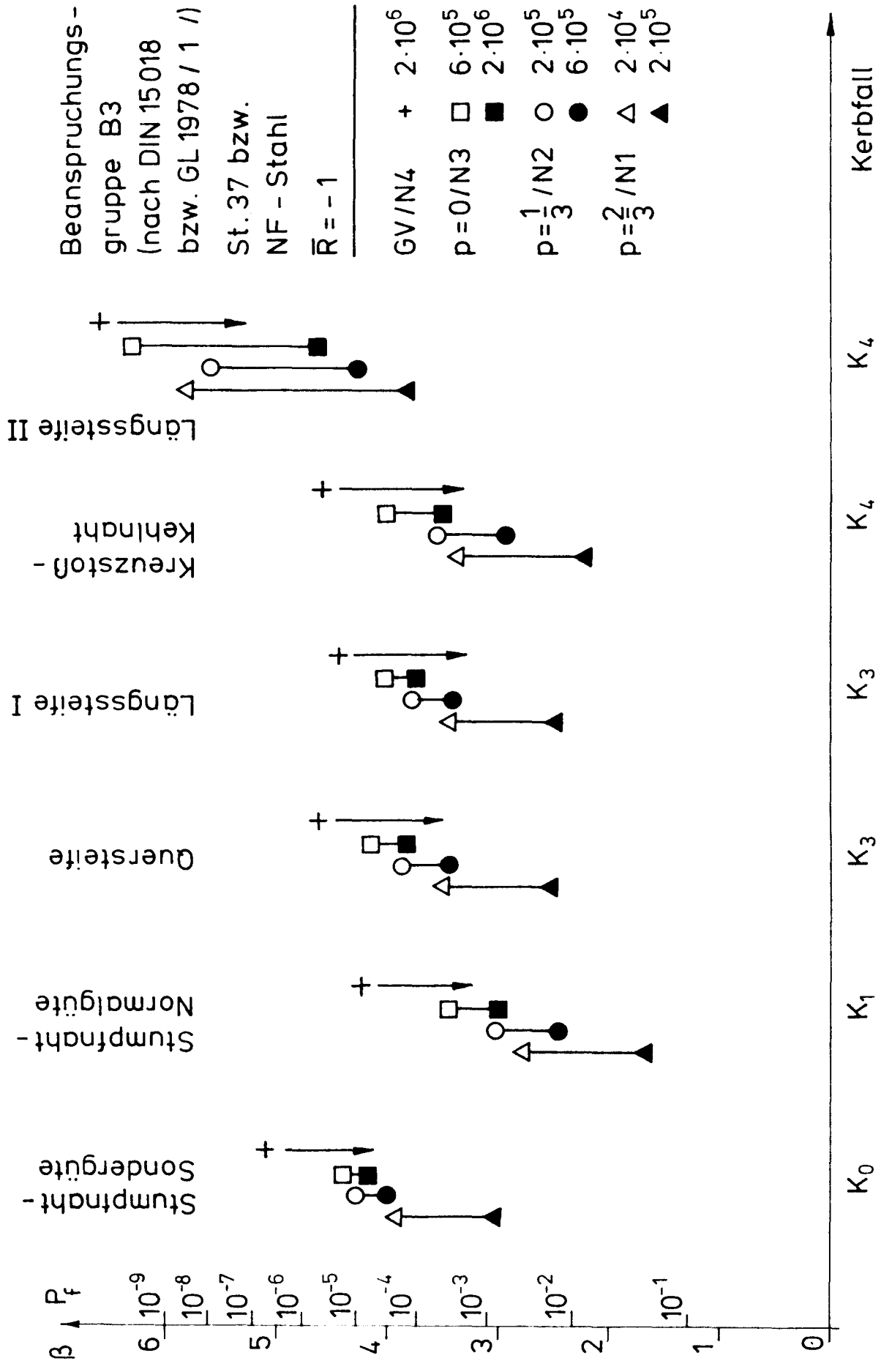


BILD 15: SICHERHEITSINDEX β FÜR DIE EINZELNEN KERBFÄLLE INNERHALB DER BEANSPRUCHUNGSGRUPPE B3

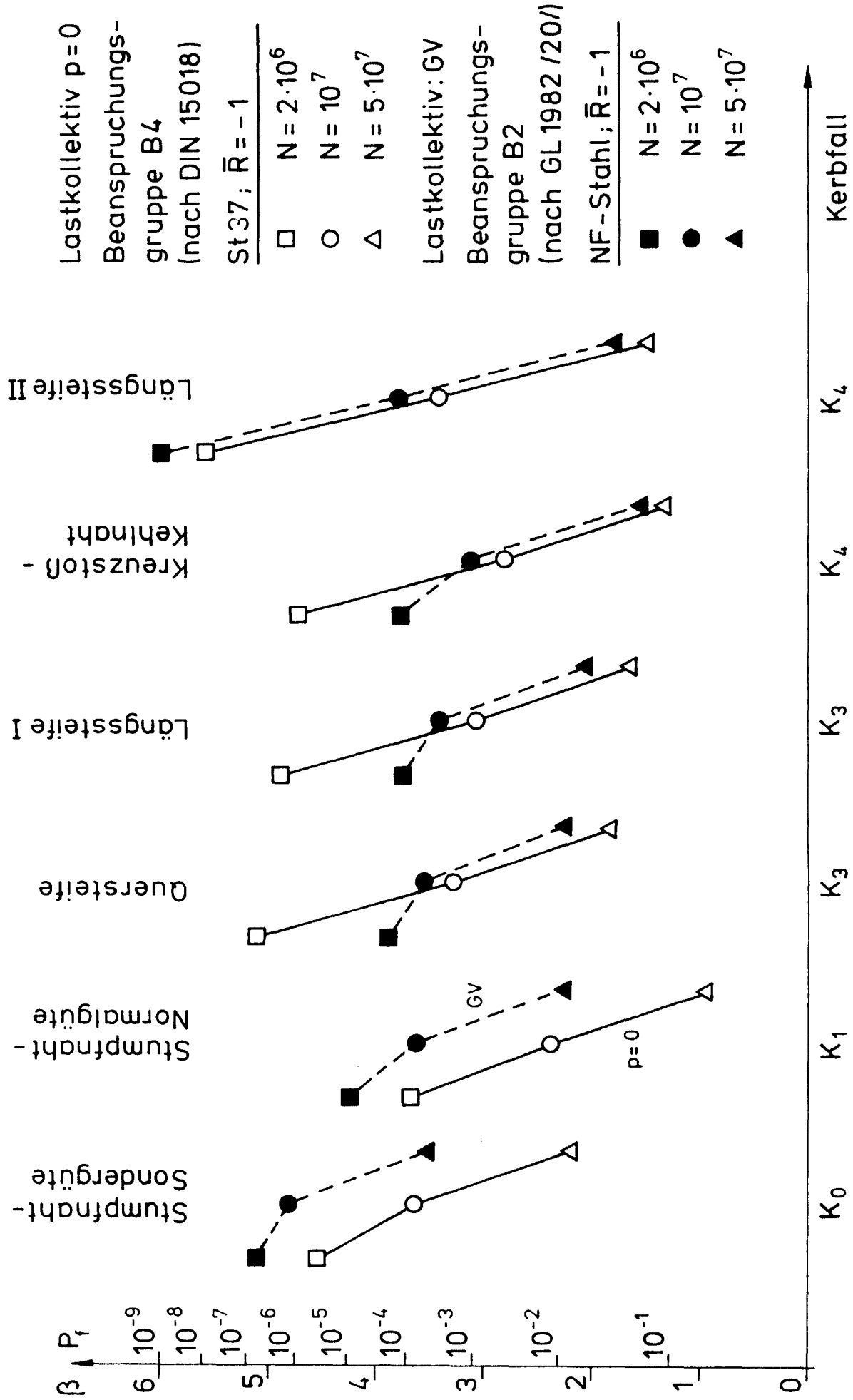


BILD 16: VERGLEICH DER SICHERHEITSINDIZES β FÜR DIE LASTKOLLEKTIVE $p = 0$ UND GV IM LASTSPIELBEREICH $N \geq 2 \cdot 10^6$

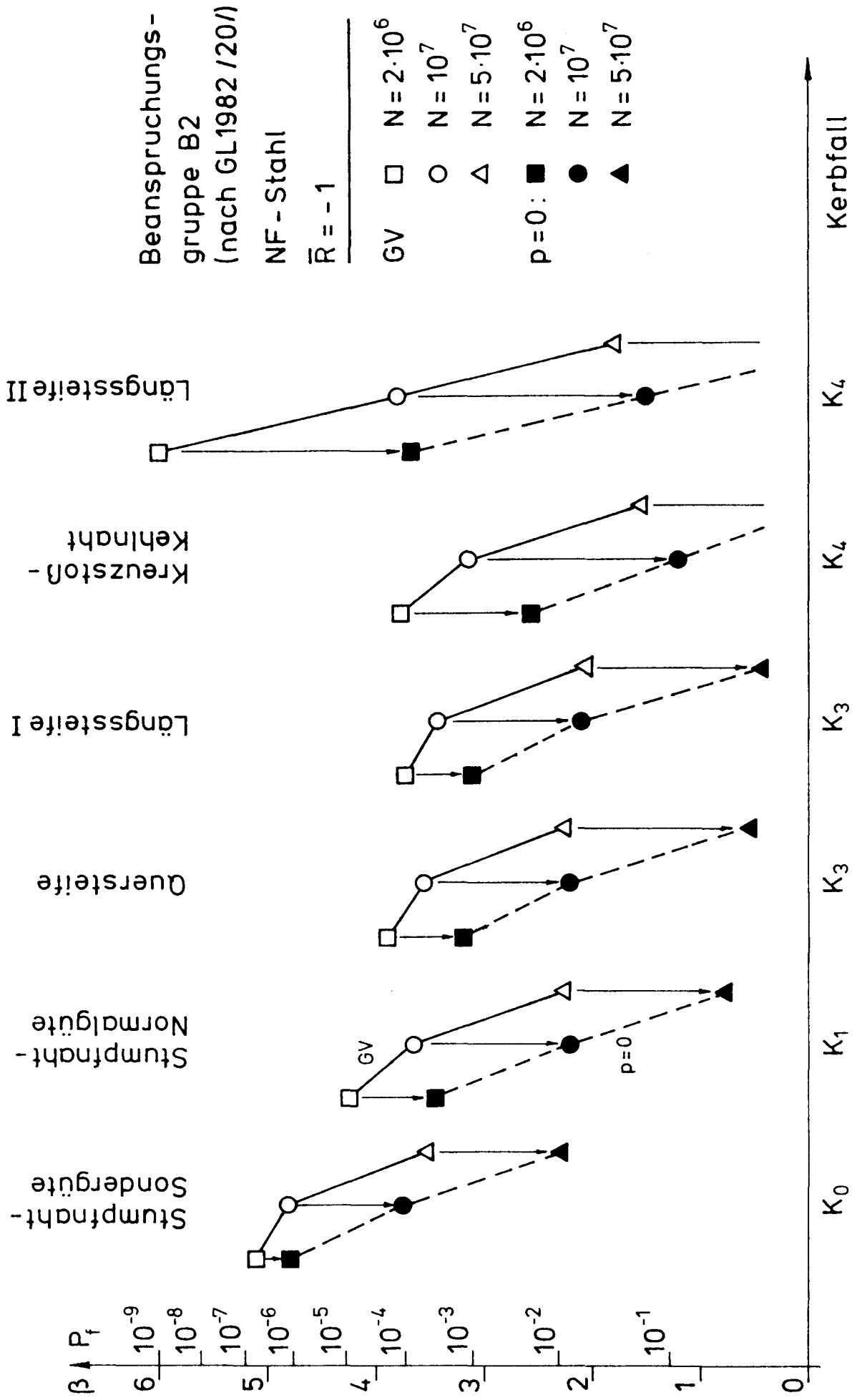


BILD 17: SICHERHEITSINDEX β BEI VERÄNDERUNG DER KOLLEKTIVFORM VON DER GERADLINIENVERTEILUNG GV ZUM LASTKOLLEKTIV $p = 0$

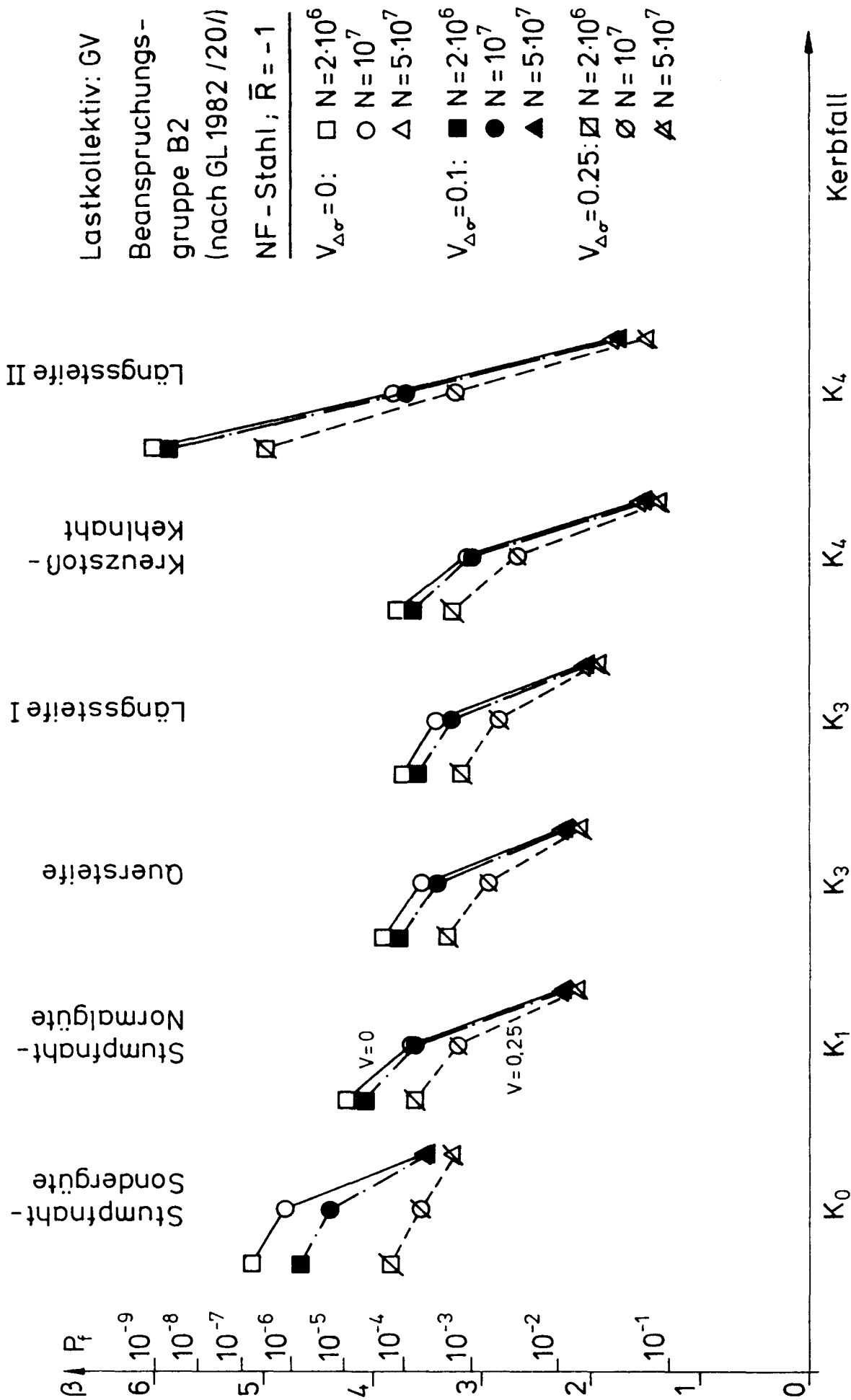


BILD 18: SICHERHEITSINDEX β FÜR ZUFALLSBEHAFTETE SPANNUNGAMPLITUDEN $\Delta\sigma$ MIT VERSCHIEDENEN VARIATIONSKOEFFIZIENTEN $V_{\Delta\sigma}$

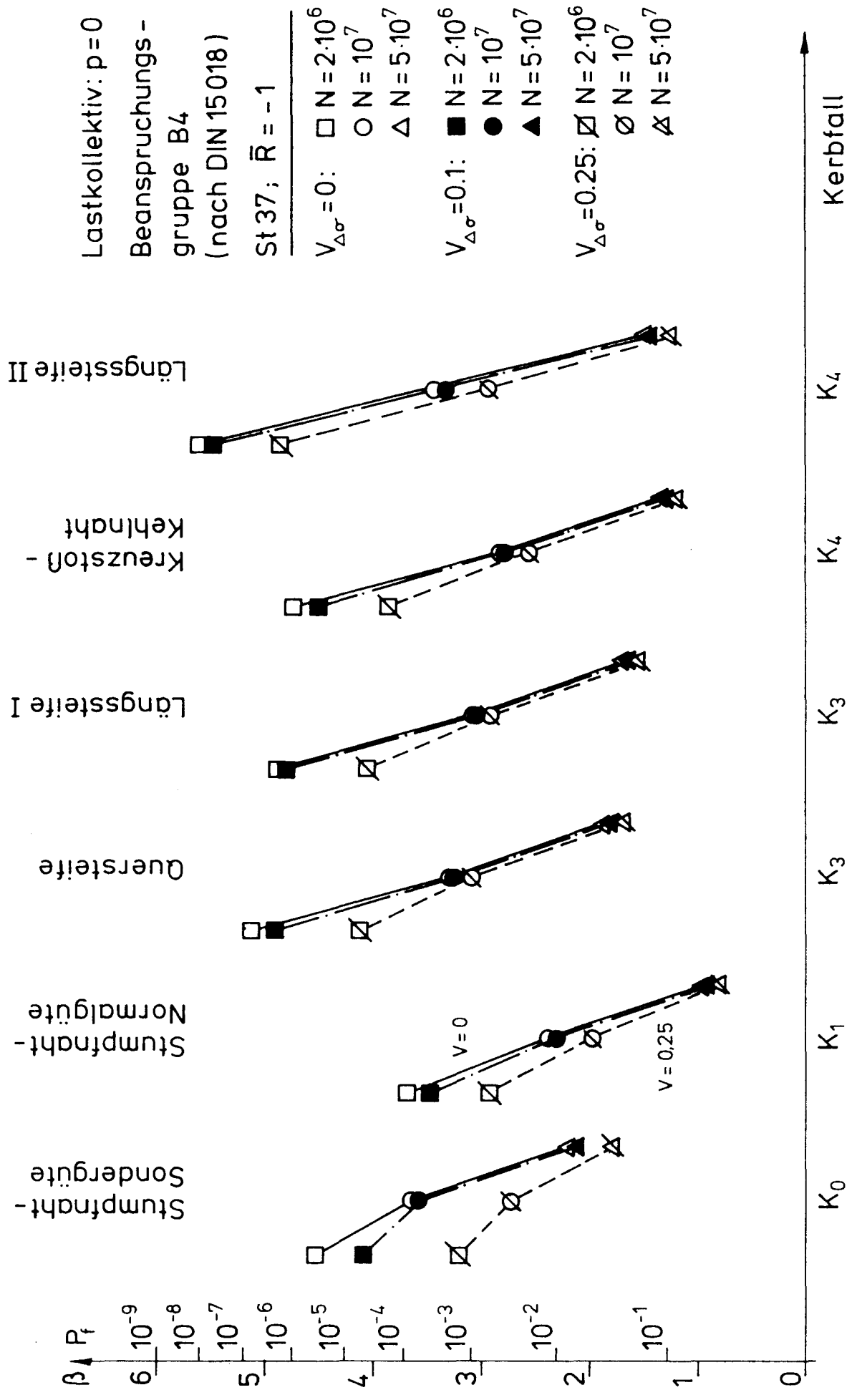


BILD 19: SICHERHEITSINDEX β FÜR ZUFALLSBEHAFTETE SPANNUNGSAMPLITUDEN $\Delta\sigma$ MIT VERSCHIEDENEN VARIATIONSKOEFFIZIENTEN $V_{\Delta\sigma}$

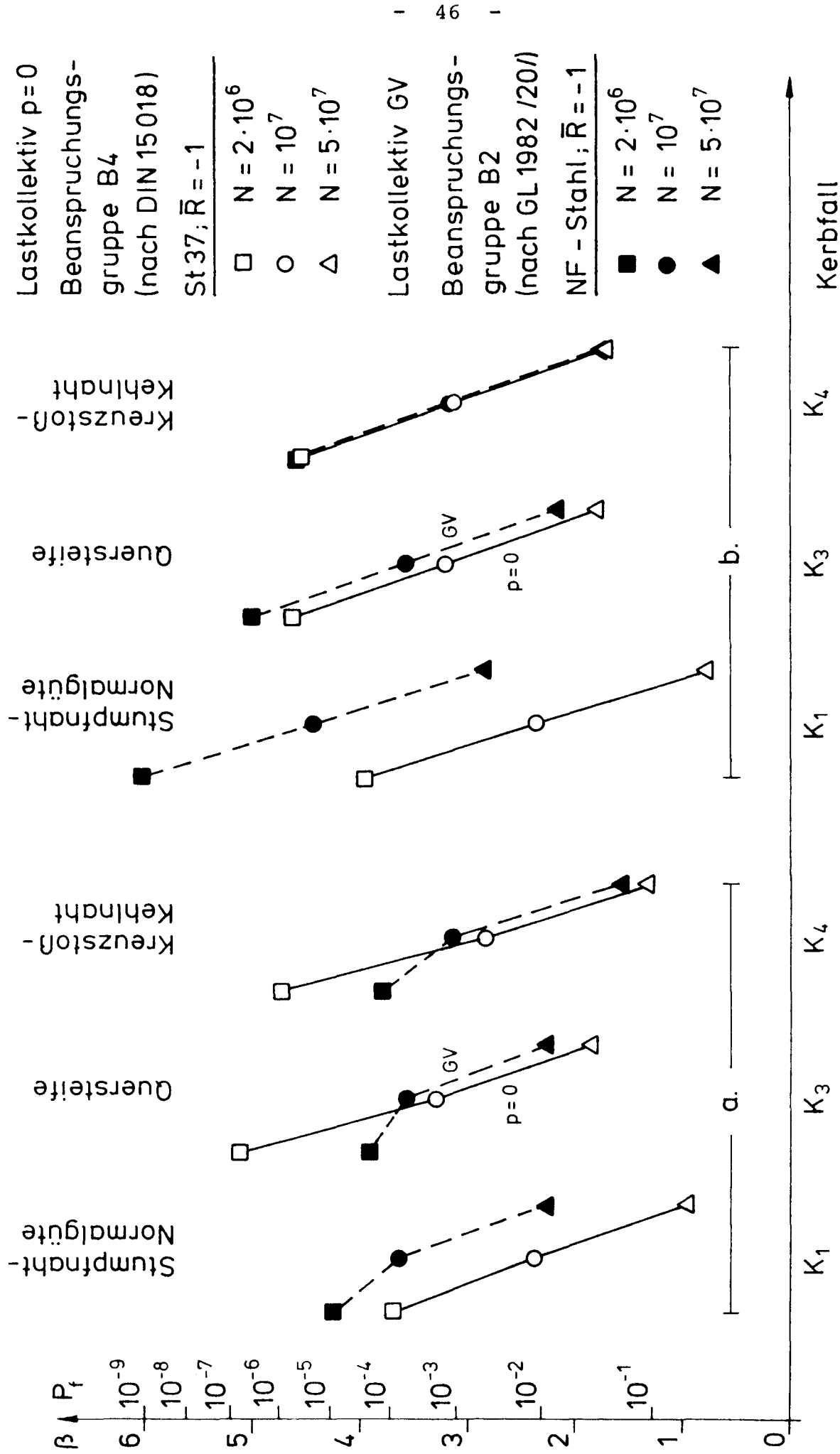


BILD 20: SICHERHEITSINDEX β FÜR DIE LASTKOLLEKTIVE $p = 0$ UND GV IM LASTSPIELBEREICH $N \geq 2 \cdot 10^6$ BEI VERWENDUNG DER a.) WÖHLERLINIENPARAMETER NACH QUEL / 14 / b.) WÖHLERLINIENPARAMETER NACH OLIVIER UND RITTER / 21 /