384 | Juli 1979

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

P. Oltmann

Beitrag zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens von Schiffen

TUHH
Technische Universität Hamburg-Harburg

Beitrag zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens von Schiffen

P.Oltmann

Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1979

Schriftenreihe Schiffbau
Schwarzenbergstraße 95c
D-21073 Hamburg

http://www.tuhh.de/vss

INSTITUT FÜR SCHIFFBAU
DER UNIVERSITÄT HAMBURG

Beitrag zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens von Schiffen

P. Oltmann

Juli 1979

Bericht Nr. 384

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Beitrag zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens von Schiffen

von

P. Oltmann

Juli 1979

Bericht Nr. 384

Inhaltsübersicht

Zusammenfassung

Die Bestimmung und Beurteilung der Steuer- und Manövriereigenschaften eines Schiffes erfolgt vielfach noch mit Hilfe der bekannten Standardmanöver, wie dem Spiralversuch, dem Z-Manöver und der Drehkreisfahrt. Zur qualitativen Ermittlung des Kurshaltevermögens, das wesentlich durch die Gierstabilitätseigenschaften geprägt wird, wurde die Einführung eines modifizierten Z-Manövers mit kleinem Kursabfall ψ_s ($10^0/1^0$ Z-Manöver) vorgeschlagen. In der vorliegenden Arbeit wird - neben einer kurzen Ableitung des Stabilitätskriteriums und einer Beschreibung der wichtigsten Verfahren zur Ermittlung des Gierverhaltens - hauptsächlich die Aussagefähigkeit dieses neuen Standardmanövers anhand von Simulationsrechnungen auf der Basis eines umfassenden quasistationären, nichtlinearen mathematischen Bewegungsmodells diskutiert. Zur Erzeugung unterschiedlicher Stabilitätsgrade wurden einige der hydrodynamischen Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen entsprechend modifiziert. Im Rahmen der Untersuchung wurden jeweils mehrere modifizierte Z-Manöver mit unterschiedlichen maximalen Ruderwinkeln simuliert. Anschließend wurde die stationäre, periodische Endphase der Manöver in bezug auf Kursamplitude, Periode und Phasenwinkel ausgewertet. Darüber hinaus wurden auch die Zustandskurven $\dot{r} = f(r)$ der einzelnen Manöver ermittelt. Die Ergebnisse der Simulationsstudie, die durch einige Modellversuche ergänzt wurde, machen deutlich, daß mit Hilfe einer Serie von modifizierten Z-Manövern eine zuverlässige Aussage über das Gierverhalten eines Schiffes ermöglicht wird.

Summary

The handling qualities of surface ships are usually estimated from well-known standard manoeuvres, like the spiral manoeuvre, the zig-zag manoeuvre and the turning circle. In particular, to obtain the course keeping qualities, which are substantially affected by the dynamic yaw stability, the introduction of a modified zig-zag manoeuvre with small heading changes ($10^o/1^o$ zig-zag manoeuvre) has been recently suggested in Japan. Besides a brief derivation of the criteria for dynamic yaw stability and a description of the methods commonly used for its determination, the present paper mainly discusses the significance of the new standard manoeuvre by means of computer simulations using a comprehensive system of quasi-steady, nonlinear equations of motion. Different degrees of yaw stability have been generated by parametric variation of some of the hydrodynamic coefficients within the equations of motion, and several modified zig-zag manoeuvres with different maximum rudder angles have been simulated. In the following the asymptotic limit-cycle states of the manoeuvres were interpreted with regard to heading amplitude, period and phase lag between rudder and heading angle. Beyond that the phase plane diagrams $\dot{r} = f(r)$ have been determined.

The results of the simulation study, which was complemented by a few model tests, indicate that a series of modified zig-zag manoeuvres enables a reliable qualitative evaluation of the course keeping and yawing qualities of surface ships.

1. Einleitung

Die Treibstoffkosten haben in der Kostenbilanz eines Handelsschiffes einen nicht unwesentlichen Anteil, der sich in starkem Maße auf die Wirtschaftlichkeit auswirkt. Und nicht zuletzt auch im Hinblick auf die sich abzeichnenden Beschränkungen in der Ölversorgung ist es deshalb wichtig, diesen Kostenanteil so gering wie möglich zu halten. Neben zahlreichen anderen Faktoren üben auch die Steuereigenschaften des Schiffes einen nicht zu vernachlässigenden Einfluß auf den Fahrtwiderstand und damit auf die Treibstoffkosten aus. Dieser spezielle Zusatzwiderstand, der sich durch Dreh- und Driftbewegungen des Schiffes ergibt, kann dadurch reduziert werden, indem man an den Rudergänger oder an das sogenannte Selbststeuer (*autopilot*) die Forderung stellt, einen vorgegebenen Kurs mit möglichst geringen Abweichungen und mit einem Minimum an korrigierenden Ruderbewegungen zu fahren. Die Einhaltung dieser Forderung wird nun sehr wesentlich von den Gierstabilitätseigenschaften des Schiffes beeinflußt, und eine Kenntnis dieser Eigenschaften ist infolgedessen wünschenswert.

Zur Ermittlung der genannten Eigenschaften wurde von Nomoto und Fujii (1974) die Empfehlung ausgesprochen, ein modifiziertes Z-Manöver mit einem sehr kleinen Kursabfall ψ_s, das $10^0/1^0$ Z-Manöver, als vorläufiges Standardmanöver in einen Manövrierversuchskodex aufzunehmen. Auf der 4. Sitzung des erweiterten STG-Fachausschusses "Manövrieren" am 20. Nov. 1978 in Berlin wurde ausführlich über die Aussagefähigkeit dieses relativ neuen Manövers diskutiert. In diesem Zusammenhang haben, neben anderen Beiträgen, Kundler und Materzok (1979) sowie Wilke (1979) anhand von Simulationsstudien mit Hilfe von Analogrechnern gezeigt, daß das modifizierte Z-Manöver qualitative Aussagen über die Gierstabilität eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells ermöglicht. Im Rahmen dieser Ausschußsitzung hatte sich der Berichter bereit erklärt, eine ergänzende Studie unter Verwendung eines umfassenden nichtlinearen Systems von Bewegungsgleichungen durchzuführen. Der vorliegende Bericht gibt die Ergebnisse dieser numerischen Untersuchung wieder, die durch einige Modellversuche ergänzt wurde.

2. Dynamische Gierstabilität

2.1 Stabilitätskriterium

Bei den Ausführungen bzw. Ableitungen dieses Abschnittes handelt es sich im Grunde genommen um bekannte und anerkannte Sachverhalte. Wenn sie dennoch hier angeführt werden, dann lediglich aus Gründen der Vollständigkeit.

Bevor die Ableitung des Stabilitätskriteriums für Gierbewegungen vorgenommen wird, noch einige Anmerkungen zu den Bewegungsgleichungen für horizontale Schiffsbewegungen. Die Grundlage für diese Bewegungsgleichungen bilden die klassischen Eulerschen Gleichungen, die unter Anwendung der Newtonschen Gesetze abgeleitet wurden. Zweckmäßigerweise geht man bei der Darstellung der Bewegungen nach Euler von einem körperfesten Bezugssystem (x,y,z) aus, das sich mit dem als starr angenommenen Körper (Schiff) bewegt und dessen Ursprung O sich im Massenschwerpunkt G befindet. Um jedoch bei der Wahl des jeweiligen Koordinatenursprungs O flexibler sein zu können, muß die Ableitung für ein Bezugssystem erfolgen, dessen Achsen parallel zu den Hauptträgheitsachsen des Körpers verschoben sind. Im Falle der ebenen, horizontalen Bewegung (unter Vernachlässigung von Tauch-, Roll- und Stampfbewegungen) mit einer Verschiebung des Ursprungs O um x_G ergibt sich das Gl.system (1). Das zugehörige Koordinatensystem ist in Abb. 1 wiedergegeben.

$$m(\dot{u} - v\,r) - m\,x_G\,r^2 = X \qquad (1a)$$

$$m(\dot{v} + u\,r) + m\,x_G\,\dot{r} = Y \qquad (1b)$$

$$I_{zz}\,\dot{r} + m\,x_G\,(\dot{v} + u\,r) = N \qquad (1c)$$

Einzelheiten zu einer adäquaten Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen X, Y und N unter der Annahme quasistationären Verhaltens finden sich z.B. bei Oltmann und Wolff (1979).

Bei Stabilitätsbetrachtungen geht man zweckmäßigerweise von kleinen Abweichungen vom stationären Ausgangszustand aus. Das hat zur Folge, daß lediglich lineare Terme bei den hydrodynamischen Kraftwirkungen zu berücksichtigen sind. Nimmt man außerdem an, daß bei der Längsgeschwindigkeit u keine Änderungen auftreten, dann kann in 1. Näherung die Längskraftgleichung, Gl. (1a), vernachlässigt werden. Wir erhalten damit zwei linearisierte, gekoppelte Bewegungsgleichungen für die Seiten- und die Gierbewegung [1].

$$(m - Y_{\dot{v}})\,\dot{v} + (m x_G - Y_{\dot{r}})\,\dot{r} - Y_v v + (mu - Y_r)\,r = Y_\delta\,\delta \tag{2}$$

$$(m x_G - N_{\dot{v}})\,\dot{v} + (I_{zz} - N_{\dot{r}})\,\dot{r} - N_v v + (m x_G u - N_r)\,r = N_\delta\,\delta \tag{3}$$

Eliminiert man in den Gleichungen (2) und (3) die Seitengeschwindigkeit v, dann ergibt sich für die Giergeschwindigkeit r die folgende Differentialgleichung 2. Ordnung

$$A\ddot{r} + B\dot{r} + Cr = D\dot{\delta} + E\delta \tag{4}$$

mit

$$A = (m - Y_{\dot{v}})(I_{zz} - N_{\dot{r}}) - (m x_G - N_{\dot{v}})(m x_G - Y_{\dot{r}}) \quad ,$$

$$B = (m - Y_{\dot{v}})(m x_G u - N_r) - (mu - Y_r)(m x_G - N_{\dot{v}})$$
$$+ N_v (m x_G - Y_{\dot{r}}) - Y_v (I_{zz} - N_{\dot{r}}) \quad ,$$

$$C = N_v (mu - Y_r) - Y_v (m x_G u - N_r) \quad ,$$

$$D = (m - Y_{\dot{v}}) N_\delta - (m x_G - N_{\dot{v}}) Y_\delta$$

und $E = N_v Y_\delta - Y_v N_\delta$

Die Stabilität bzw. Instabilität der Gierbewegung wird bei festgehaltenem Ruder (offener Regelkreis) allein durch das Verhalten des homogenen Teils der Dgl. (4) bestimmt. Der allgemeine Lösungsansatz dafür lautet

$$r = \hat{r}\, e^{pt} \tag{5}$$

---

[1] Aus Vereinfachungsgründen werden die partiellen Ableitung der einzelnen Funktionen (bezogen auf den Ausgangszustand) stets in folgender Form dargestellt:

$$\left.\frac{\partial Y}{\partial v}\right|_{v=0} = Y_v \qquad \text{etc.}$$

Nach dem Einsetzen in Gl. (4) und Auflösung der daraus resultierenden quadratischen Gleichung, ergibt sich für die Exponentialfaktoren p_j

$$p_{1,2} = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \tag{6}$$

Von einer Stabilität des Gleichgewichtszustandes der geradlinigen Fahrt ($r = 0$) kann dann gesprochen werden, wenn nach einer vorübergehenden kleinen Störung dieses Gleichgewichtszustandes die Giergeschwindigkeit r wieder auf Null zurückgeht, d.h., daß das Schiff einen neuen, geraden Kurs einnimmt. Das bedeutet für die Exponentialfaktoren p_1 und p_2, daß sie beide negativ reell oder aber konjugiert-Komplex mit negativem Realteil sein müssen. Es kann nun gezeigt werden, daß die beiden Parameter A und B der Dgl. (4) für normale Schiffsformen stets positiv sind, vgl. Mandel (1967). Das führt dann zu der bekannten Stabilitätsbedingung

$$C = N_v (mu - Y_r) - Y_v (m x_G u - N_r) > 0 \tag{7}$$

Gl. (7) in eine andere Form gebracht, ergibt

$$\frac{N_r - m x_G u}{Y_r - m u} > \frac{N_v}{Y_v} \tag{8}$$

oder $$l_r > l_v \tag{9}$$

Das bedeutet physikalisch, daß im stabilen Fall der Angriffspunkt der durch die Gierbewegung hervorgerufenen Kraftwirkung vor dem entsprechenden Angriffspunkt bei einer Driftbewegung liegt, vgl. auch Smitt und Chislett (1972).

Im stationären Fall ($\dot{r} = \ddot{r} = \dot{\delta} = 0$) lautet die Beziehung zwischen der Giergeschwindigkeit r und dem Ruderwinkel δ

$$r = \frac{E}{C} \delta \tag{10}$$

Aufgrund der Tatsache, daß der Parameter E für ein Schiff mit Heckruder stets negativ ist, liefert die Spiralkurve $r = f(\delta)$ eine zuverlässige Aussage über das dynamische Gierverhalten eines Schiffes.

2.2 Ermittlung

Um zunächst einen Überblick über die verschiedenen Möglichkeiten zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens eines Schiffes zu bekommen, wurden in Tabelle 1 die dafür zur Zeit gebräuchlichsten Manöver und Methoden zusammengestellt.

Das klassische Manöver für die Ermittlung ist der Spiralversuch nach Dieudonné. Bei diesem Manöver wird aus der Geradeausfahrt des Schiffes heraus das Ruder auf einen bestimmten Wert nach Steuerbord gelegt. Dieser Ruderwinkel wird so lange beibehalten, bis sich eine konstante Drehgeschwindigkeit eingestellt hat. Dann wird der Ruderwinkel um 5^{o} reduziert und wiederum bis zum Erreichen der neuen konstanten Drehgeschwindigkeit beibehalten. Dieser Vorgang wird so oft wiederholt, bis ein vorgegebener Backbord-Ruderwinkel erreicht ist. Anschließend erfolgt der Ablauf in umgekehrter Richtung. Dies ist wichtig, um im Falle einer vorliegenden Instabilität den betroffenen Ruderwinkelbereich eingrenzen zu können, wobei die Kurve $r = f(\delta)$ in diesem Bereich aus zwei Ästen in der Form einer Hysteresisschleife besteht. Eine definitive Aussage über das stationäre Verhalten innerhalb dieser Schleife ist aufgrund des Spiralversuchs nach Dieudonné nicht möglich.

Nicht zuletzt wegen dieses Mankos wurde von Bech eine Modifikation des Spiralversuchs für bereichsweise gierinstabile Schiffe eingeführt. Die

Tabelle 1 Möglichkeiten zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens

Manöver bzw. Methode	Durchführbar mit Großausf.	Durchführbar mit Schiffsmodell
Spiralversuch nach Dieudonné	ja	bedingt
Spiralversuch nach Bech	ja	bedingt
pull out - Manöver	ja	bedingt
System-Identifikation (direkt)	nein	ja
System-Identifikation (indirekt)	ja	ja
Modifiziertes Z-Manöver	ja	ja
Impulsmanöver	bedingt	ja

Modifikation besteht darin, daß beim Bechschen Spiralversuch das Schiff durch den Rudergänger oder durch eine entsprechende Ruderregelung (geschlossener Regelkreis) auf eine bestimmte konstante Drehgeschwindigkeit eingesteuert und der mittlere Ruderwinkel, der zur Aufrechterhaltung dieser Drehbewegung notwendig ist, gemessen wird. Es wird dadurch der Verlauf der Umkehrfunktion $\delta = f(r)$ ermittelt, die auch bei vorliegender Gierinstabilität stets einen eindeutigen Zusammenhang zwischen der Drehgeschwindigkeit r, als unabhängiger Variabler, und dem Ruderwinkel δ, als abhängiger Variabler, herstellt.

Das sogenannte *pull out*-Manöver ist ein einfacher Versuch, mit dessen Hilfe die Frage, ist das Schiff gierstabil oder nicht, relativ schnell beantwortet werden kann. Das Ruder wird zunächst auf etwa 15^0 gelegt. Hat das Schiff eine konstante Drehgeschwindigkeit erreicht, wird das Ruder wieder auf Mittschiffslage bzw. auf den neutralen Ruderwinkel δ_o zurückgelegt. Ist das Schiff gierstabil, dann geht die Drehgeschwindigkeit auf Null zurück. Geht die Drehgeschwindigkeit dagegen auf einen endlichen Wert zurück, der außerdem noch für Backbord- und Steuerborddrehung verschieden ist, dann ist das Schiff gierinstabil. Weitere Einzelheiten zum *pull out*-Manöver s. Burcher (1972).

Den drei beschriebenen Manövern zur Ermittlung des Gierverhaltens ist gemeinsam, daß sie aufgrund des relativ großen Raumbedarfs im allgemeinen nur mit der Großausführung in offener See durchgeführt werden können. Eine Durchführung mit dem Schiffsmodell ist nur dann möglich, wenn entsprechend großflächige Versuchsbecken, Teiche oder ähnliches vorhanden sind. In der Mehrzahl verfügen die Schiffbau-Versuchsanstalten jedoch nur über lange, rechteckige Schleppkanäle, in denen derartige Manöver mit freifahrenden Schiffsmodellen nicht möglich sind.

Ein anderer Weg zur Ermittlung des dynamischen Gierverhaltens eines Schiffes besteht darin, die aussagekräftigen Spiralversuche, nach Dieudonné oder Bech, rechnerisch zu simulieren. Dies setzt allerdings voraus, daß ein nichtlineares mathematisches Modell vorliegt und daß die zugehörigen Koeffizienten, die die Abhängigkeit der hydrodynamischen Kraftwirkungen X, Y und N von den Bewegungskomponenten und vom Ruderwinkel beschreiben, für das betrachtete Schiff bekannt sind. Es ist nun - neben der Ermittlung der mathematischen Struktur - eine der Teilaufgaben der System-Identifikation, die relevanten hydrodynamischen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen zu bestimmen. Dabei ist zwischen einer direkten und einer indirekten Identifikation zu unterscheiden. Eine direkte Identifikation ist dann gegeben, wenn die hydrodynamischen Koeffizienten über direkte Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ermittelt werden. Entsprechende Kraftmessungen an der Großausführung sind aus verständlichen Gründen nicht möglich. Bei einer indirekten Identifikation werden dagegen die aufgemessenen Bahnkurven eines Schiffes oder eines Schiffsmodells mit geeigneten Methoden analysiert.

An Versuchseinrichtungen für die direkte Identifikation stehen entweder Schrägschleppeinrichtungen, Rundlaufgeräte oder die als *Planar Motion Mechanism* (PMM) bekannt gewordenen Oszillatoren zur Verfügung. Der im Sonderforschungsbereich 98 (SFB 98) konzipierte *Computerized Planar Motion Carriage* (CPMC) stellt insofern einen Sonderfall dar, als er sowohl Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell als auch Bahnvermessungen des freimanövrierenden Schiffsmodells (indirekte Identifikation) ermöglicht, vgl. Grim et al. (1976) oder Oltmann und Wolff (1976). Als Beispiel für eine direkte Identifikation seien die von Oltmann und Wolff (1979) vorgelegten Ergebnisse für das MARINER-Standardschiff genannt. Von Oltmann (1978) wurden Beispiele für eine indirekte Identifikation vorgelegt.

Das Z-Manöver ist ein seit langem anerkanntes Standardmanöver für die Beurteilung der Manövriereigenschaften eines Schiffes. Im Normalfall beträgt der Kursabfall, bei dem Gegenruder gegeben wird, $\psi_s = 10^0$ bzw. 20^0. Man erhält in diesem Falle eine gute Aussage über das Kursänderungs- und das Stützverhalten des Schiffes bei bestimmten Ruderwinkeln. Um dagegen die Verhältnisse beim Kurshalten besser beurteilen zu können, schlagen Nomoto und Fujii (1974) vor, das sogenannte modifizierte Z-Manöver, das bereits von Motora und Fujino (1969) beschrieben wird, in einen Manövrierversuchskodex aufzunehmen. Die Modifizierung besteht darin, daß der Kursabfall ψ_s auf $\psi_s = 1^0$ verringert wird, um die resultierenden Schiffsbewegungen klein zu halten und um damit den Gegebenheiten beim Kurshalten zu entsprechen. Das $10^0/1^0$ Z-Manöver wird von Nomoto und Fujii als vorläufiger Standardversuch für die als gierinstabil eingestuften neuen großen Tanker vorgeschlagen.

Im Abschnitt 2.1 wurde bereits ausgeführt, daß ein Schiff dann gierstabil ist, wenn die Drehgeschwindigkeit nach einer vorübergehenden Störung wieder auf ihren stationären Ausgangswert - im Normalfall Null - zurückgeht.

In Anlehnung an dieses Kriterium schlägt der Berichter einen Manövrierversuch vor, bei dem die Störung künstlich durch einen kurzzeitigen Impuls mit dem Ruder erzeugt wird (Impulsmanöver). Dieser Manövrierversuch eignet sich insbesondere für Untersuchungen mit Schiffsmodellen im Schlepptank, da - im Gegensatz zu Untersuchungen mit der Großausführung - mit keinen weiteren äußeren Störungen gerechnet werden muß. Ergebnisse von entsprechenden Simulationsrechnungen werden im Abschnitt 3.3 vorgelegt.

3. Simulationsrechnungen

3.1 Mathematisches Bewegungsmodell

Für die Berechnung von verschiedenen modifizierten Z-Manövern und Impulsmanövern wurde ein quasistationärer, nichtlinearer Ansatz für die im Dgl. system (1) aufgeführten hydrodynamischen Kraftwirkungen X, Y und N verwendet, Dgl.system (11). Die zugehörigen dimensionslosen Beiwerte sind der Tabelle 2 zu entnehmen. Die Bestimmung dieser hydrodynamischen Koeffizienten, die für das bekannte MARINER-Standardschiff gelten, erfolgte über Kraftmessungen unter Verwendung des CPMC. Eine Überprüfung der Koeffizienten wurde in der Weise vorgenommen, daß ergänzend durchgeführte Versuche (Z-Manöver) mit dem freimanövrierenden Schiffsmodell unter Vorgabe der gemessenen Führungsgröße

$$
\begin{aligned}
m(\dot{u} - vr - r^2 x_G) = \; & X_{\dot{u}}\dot{u} + X_u \Delta u + X_v v + X_r r + X_\delta \delta \\
& + X_{uu}\Delta u^2 + X_{vv} v^2 + X_{rr} r^2 + X_{\delta\delta}\delta^2 + X_{vr} vr + X_{u\delta}\Delta u\delta \\
& + X_{uuu}\Delta u^3 + X_{u\delta\delta}\Delta u\delta^2 + X_{vvv} v^3 + X_{rrr} r^3 + X_{\delta\delta\delta}\delta^3 \\
& + X_{\delta\delta\delta\delta}\delta^4 \qquad (11a)
\end{aligned}
$$

$$
\begin{aligned}
m(\dot{v} + ur + \dot{r}x_G) = \; & Y_o \\
& + Y_{\dot{v}}\dot{v} + Y_{\dot{r}}\dot{r} + Y_u \Delta u + Y_v v + Y_r r + Y_\delta \delta \\
& + Y_{u\delta}\Delta u\delta + Y_{vv} v^2 + Y_{vr} vr + Y_{rr} r^2 + Y_{\delta\delta}\delta^2 \\
& + Y_{vvv} v^3 + Y_{vvr} v^2 r + Y_{vrr} vr^2 + Y_{rrr} r^3 + Y_{\delta\delta\delta}\delta^3 \\
& + Y_{\delta\delta\delta\delta}\delta^4 \\
& + Y_{\delta\delta\delta\delta\delta}\delta^5 \qquad (11b)
\end{aligned}
$$

$$
\begin{aligned}
I_{zz}\dot{r} + m(ur + \dot{v})x_G = \; & N_o \\
& + N_{\dot{v}}\dot{v} + N_{\dot{r}}\dot{r} + N_u \Delta u + N_v v + N_r r + N_\delta \delta \\
& + N_{u\delta}\Delta u\delta + N_{vv} v^2 + N_{vr} vr + N_{rr} r^2 + N_{\delta\delta}\delta^2 \\
& + N_{vvv} v^3 + N_{vvr} v^2 r + N_{vrr} vr^2 + N_{rrr} r^3 + N_{\delta\delta\delta}\delta^3 \\
& + N_{\delta\delta\delta\delta}\delta^4 \\
& + N_{\delta\delta\delta\delta\delta}\delta^5 \qquad (11c)
\end{aligned}
$$

Tabelle 2 Dimensionslose Beiwerte der nichtlinearen Bewegungsgleichungen

Koeffizient	Wert $\times 10^5$	Koeffizient	Wert $\times 10^5$	Koeffizient	Wert $\times 10^5$
$X'_{\dot{u}}$	-18.4	Y'_{0}	-2.5	N'_{0}	3.3
X'_{u}	-241.2	$Y'_{\dot{v}}$	-830.6	$N'_{\dot{v}}$	11.6
X'_{v}	-32.9	$Y'_{\dot{r}}$	-46.6	$N'_{\dot{r}}$	-39.0
X'_{r}	30.2	Y'_{u}	-24.5	N'_{u}	9.7
X'_{δ}	11.9	Y'_{v}	-1187.4	N'_{v}	-322.7
X'_{uu}	174.6	Y'_{r}	397.0	N'_{r}	-221.5
X'_{vv}	-402.1	Y'_{δ}	281.5	N'_{δ}	-141.9
X'_{rr}	-40.6	$Y'_{u\delta}$	-307.6	$N'_{u\delta}$	146.0
$X'_{\delta\delta}$	-173.6	Y'_{vv}	29.8	N'_{vv}	-1.6
X'_{vr}	264.0	Y'_{vr}	96.1	N'_{vr}	-46.3
$X'_{u\delta}$	-41.8	Y'_{rr}	4.7	N'_{rr}	0.2
X'_{uuu}	-24.4	$Y'_{\delta\delta}$	89.4	$N'_{\delta\delta}$	-39.5
$X'_{u\delta\delta}$	189.6	Y'_{vvv}	-8995.2	N'_{vvv}	327.1
X'_{vvv}	596.5	Y'_{vvr}	3392.9	N'_{vvr}	-2689.8
X'_{rrr}	-23.6	Y'_{vrr}	-2781.9	N'_{vrr}	476.9
$X'_{\delta\delta\delta}$	9.8	Y'_{rrr}	229.6	N'_{rrr}	-151.7
$X'_{\delta\delta\delta\delta}$	178.9	$Y'_{\delta\delta\delta}$	-110.3	$N'_{\delta\delta\delta}$	97.6
		$Y'_{\delta\delta\delta\delta}$	-205.8	$N'_{\delta\delta\delta\delta}$	90.3
		$Y'_{\delta\delta\delta\delta\delta}$	-391.7	$N'_{\delta\delta\delta\delta\delta}$	95.9

(Ruderwinkel δ) nachträglich rechnerisch simuliert wurden. Der Vergleich zwischen gemessenem und berechnetem Bahnverlauf zeigte gute Übereinstimmung, vgl. Oltmann und Wolff (1977).

3.2 Modifikationen

Die Anwendung des im Abschnitt 3.1 vorgestellten Ausgangskoeffizientensatzes, Tabelle 2, für das MARINER-Standardschiff ergibt, wie die in Abb. 2 wiedergegebenen Ergebnisse für den simulierten Spiralversuch zeigen, ein gierstabiles Verhalten im gesamten betrachteten Ruderwinkelbereich. Zur künstlichen Erzeugung gierinstabilen Verhaltens bietet sich als einfachste, aber auch sinnvollste Alternative die Modifikation der vier Koeffizienten Y_v, Y_r, N_v und N_r an, die zusammen mit den Termen mu und $mx_G u$ das Stabilitätskriterium, Gl. (7), bilden. Neben der Ausgangsform (Fall 1) wurden vier weitere Formen der Spiralkurve $r = f(\delta)$ mit unterschiedlichen Werten für den Parameter C erzeugt. Die Werte für die modifizierten Koeffizienten sind in Tabelle 3 zusammengefaßt. Die zugehörigen Spiralkurven $r' = f(\delta)$ sind in den Abb. 2 bis 6 wiedergegeben.

Die Fälle 2 und 3, deren Spiralkurvenverlauf sehr ähnlich ist, unterscheiden sich dadurch, daß für Fall 2 noch $C > 0$ (gierstabil), während für Fall 3 bereits $C < 0$ gilt. Die durchgeführten Simulationsrechnungen zeigen, daß in beiden Fällen bei den modifizierten Z-Manövern nur sehr unwesentliche Unterschiede festzustellen sind. Fall 3 wird aus diesem Grunde bei der Diskussion der Ergebnisse nicht weiter berücksichtigt.

Tabelle 3 Koeffizienten-Modifikationen

Koeffizient	Wert ($\times 10^5$) für				
	Fall 1	Fall 2	Fall 3	Fall 4	Fall 5
Y'_v	-1187.4	-1103.6	-1059.5	-993.3	-938.1
Y'_r	397.0	304.0	296.5	280.9	249.7
N'_v	-322.7	-376.2	-376.2	-413.8	-432.7
N'_r	-221.5	-191.1	-195.7	-176.1	-156.5

3.3 Ergebnisse

Bevor die Ergebnisse der systematischen Simulationsrechnungen im einzelnen vorgestellt und diskutiert werden, noch einige Anmerkungen zu den von Kundler und Materzok (1979) und von Wilke (1979) bei ihren Analogrechnersimulationen verwendeten Bewegungsgleichungen. Um den Aufwand an einem Analogrechner in vertretbaren Grenzen zu halten, ist es zweckmäßig, ein einfaches Bewegungsmodell zu wählen. Während Kundler und Materzok (1979) die im Abschnitt 2.1 abgeleitete lineare Differentialgleichung 2. Ordnung, Gl. (4), heranziehen, verwendet Wilke (1979) als Ausgangsform die Differentialgleichung 1. Ordnung

$$T\dot{r} + r = K\delta \qquad (12),$$

die eine weitere Vereinfachung von Gl. (4) darstellt und die erstmals von Nomoto et al. (1957) vorgestellt wurde.

Die Darstellung der üblicherweise bei einem manövrierenden Schiff auftretenden nichtlinearen Abhängigkeiten erfolgte in beiden genannten Studien durch die Einführung eines zusätzlichen nichtlinearen Gliedes der Form αr^3 in Gl. (4) bzw. in Gl. (12), vgl. Norrbin (1963). Dieses Zusatzglied wurde allerdings in beiden Fällen nur für die Darstellung eines bereichsweise gierinstabilen Schiffes verwendet. Für das jeweils betrachtete gierstabile Schiff wurde - mit Ausnahme von Fall 2 (Schiff grenzstabil) bei Wilke (1979) - eine strenge lineare Abhängigkeit vorausgesetzt.

Im Vergleich dazu wurde, wie bereits in den vorangegangenen Abschnitten ausgeführt, in der vorliegenden Digitalrechnerstudie bei allen untersuchten Fällen mit einem nichtlinearen, quasistationären System von Bewegungsgleichungen, Dgl.system (11), gerechnet. Der ursprüngliche, unmodifizierte Koeffizientensatz, Tabelle 2, gilt für das bekannte MARINER-Standardschiff, das bereits häufig Gegenstand von Vergleichsuntersuchungen gewesen ist. Die Berechnungen wurden für das zugehörige Schiffsmodell (Modellmaßstab $\lambda = 25$) durchgeführt, damit aus den Ergebnissen - insbesondere für die Querversetzung y_0 - unmittelbar abgelesen werden kann, ob ein derartiger Versuch überhaupt in einem normalen Schlepptank mit dem freimanövrierenden Schiffsmodell zu realisieren ist.

In Anlehnung an die Studien von Kundler und Materzok (1979) und Wilke (1979) wurde bei den modifizierten Z-Manövern der Ruderwinkelbereich $2.5^o \leq \bar{\delta} \leq 15.0^o$ untersucht. Der Kursabfall betrug entsprechend dem Vorschlag von Nomoto und Fujii (1974) jeweils $\psi_s = 1.0^o$. Um einen Eindruck von den Auswirkungen der unterschiedlichen Stabilitätseigenschaften zu vermitteln, ist in den Abb. 7 bis 10 der zeitliche Verlauf des $10^o/1^o$ Z-Manövers für die behandelten Fälle 1, 2, 4 und 5 wiedergegeben. Die Abb. 11 und 12 zeigen die Ergebnisse eines $5^o/1^o$ Z-Manövers für Fall 1 und 5. Neben dem Ruderwinkel δ wurden jeweils der Kurswinkel ψ und der Querversatz y_o in Abhängigkeit von der Zeit t aufgetragen.

Die wichtigsten Ergebnisse der Simulationsrechnungen sind in den Abb. 13 bis 15 zusammengefaßt. Dabei wurden die Doppelamplitude $2\,\hat{\psi}$ (Abb. 13), die Schwingungsperiode T (Abb. 14) sowie der Phasenwinkel ϕ (Abb. 15) der stationären, stabilen Endphase des jeweiligen modifizierten Z-Manövers in Abhängigkeit vom Ruderwinkel $\bar{\delta}$ des modifizierten Z-Manövers aufgetragen. Die Doppelamplitude $2\,\hat{\psi}$ wurde deshalb gewählt, weil durch die propellerbedingte Unsymmetrie beim Einschrauber (neutraler Ruderwinkel $\delta_o \neq 0$) auch eine Unsymmetrie bei den Kurswinkelamplituden auftritt. Das Vorhandensein eines neutralen Ruderwinkels $\delta_o \neq 0$ ist auch der Grund dafür, daß bei der Querversetzung y_o eine ausgeprägte Abdrift festzustellen ist.

Vergleicht man die vorliegenden Ergebnisse, Abb. 13 bis 15, mit den Simulationsergebnissen von Kundler und Materzok (1979) bzw. Wilke (1979), dann ist zunächst festzuhalten, daß die wichtigsten Aussagen dieser beiden Analogrechner-Studien prinzipiell bestätigt werden. Es treten lediglich partielle Abweichungen auf, die jedoch in erster Linie auf die unterschiedlichen mathematischen Modelle zurückzuführen sind. Die vorliegende Studie zeigt ebenfalls deutlich, daß bei einem gierstabilen Schiff die Kursamplitude $\hat{\psi}$ relativ schnell ihren stationären Endwert erreicht, Abb. 7 und 11. Bei einem bereichsweise gierinstabilen Schiff wird dagegen dieser stationäre Endwert erst nach einer Reihe von Perioden erreicht, Abb. 10 und 12. Das kann beispielsweise bedeuten, daß aufgrund der zumeist beschränkten Länge des Schlepptanks dieser stationäre Endwert im Modellversuch nicht erreicht wird. Für das gierstabile Schiff gilt, wie aus Abb. 13 ersichtlich, daß der Endwert der Kursamplitude $\hat{\psi}$ bei einer Verringerung des Ruderwinkels $\bar{\delta}$ gleichfalls abnimmt, Fall 1 und 2. Ist das Schiff dagegen bereichsweise gierinstabil, fällt der Amplitudenendwert $\hat{\psi}$ zunächst ab, um dann anschließend steil anzusteigen, Fall 4 und 5. Wie aus Abb. 13 ersichtlich, läßt sich aus der Lage des absoluten Minimums auf den Grad der Instabilität schließen. Für den praktischen Versuchsbetrieb könnte das bedeuten, daß stets eine Serie von modifizierten Z-Manövern im Ruderwinkelbereich $2.5^{o} \leq \bar{\delta} \leq 20.0^{o}$ gefahren wird. Aus dem Verlauf der Kurve $\hat{\psi} = f(\bar{\delta})$ läßt sich dann ziemlich eindeutig ablesen, ob das Schiffsmodell bereichsweise gierinstabil ist oder nicht.

Aus dem Verlauf der Kurven $T = f(\bar{\delta})$, Abb. 14, und $\phi = f(\bar{\delta})$, Abb. 15, allein lassen sich keine eindeutigen Aussagen über die Gierstabilität ablesen. Auffällig ist nur, daß im Falle des bereichsweise gierinstabilen Schiffes bei kleinen Ruderwinkeln ebenfalls ein steiler Anstieg der Kurve $T(\bar{\delta})$ zu verzeichnen ist. Aus den Ergebnissen ihrer Analogrechner-Studie folgern Kundler und Materzok (1979), daß bei einem gierstabilen Schiff die auf die Periode T bezogene Zeit zwischen dem Nulldurchgang des Kurses und dem des Ruders mit abnehmendem Ruderwinkel zunimmt, während sie dagegen beim gierinstabilen Schiff abnimmt. Diese Aussage wird, wie man an den in Abb. 15 aufgetragenen Phasenwinkeln ϕ sieht, durch die vorliegenden Simulationsrechnungen nicht bestätigt.

Von Bech und Smitt (1969) wurde in einer Analogrechner-Studie gezeigt, wie die Zeitkonstanten T_j und der Verstärkungsfaktor K der nichtlinearen Differentialgleichung 2. Ordnung

$$T_1 T_2 \ddot{r} + (T_1 + T_2) \dot{r} + K \mathrm{H}(r) = K (T_3 \dot{\delta} + \delta) \qquad (13),$$

die gleichfalls eine Modifikation vor Gl. (4) darstellt, durch die Auswertung eines Z-Manövers unter Berücksichtigung der Ergebnisse des Spiralversuchs nach Dieudonné oder Bech ermittelt werden können. Bei der von Bech und Smitt (1969) in Gl. (13) eingeführten Zusatzfunktion $\mathrm{H}(r)$ handelt es sich im übrigen um die Umkehrfunktion $\delta = f(r)$ des Spiralversuchs. Das Neuartige an dem Verfahren von Bech und Smitt ist, daß sie bei der Analyse des Z-Manövers nicht von der im Zeitbereich vorliegenden Funktion $\psi = f(t)$ bzw. $r = f(t)$ ausgehen, sondern vielmehr die Darstellung in der sogenannten Zustandsebene (im Englischen *phase plane*) heranziehen, bei der der Bewegungsvorgang durch den Kurvenzug $\dot{r} = f(r)$ beschrieben wird. Ohne auf Einzel- oder Besonderheiten dieser Darstellungsweise einzugehen, s. dazu Bech und Smitt (1969) oder die spezielle Literatur der Regelungstechnik, ist es für die vorliegende Fragestellung wichtig zu wissen, daß bei einem Z-Manöver die den jeweiligen Zustand beschreibende Kurve der stationären Spiralkurve $\delta = f(r)$ in der Form sehr ähnlich ist.

Zur Bestätigung dieses Sachverhalts sind in den Abb. 16 und 17 die Zustandskurven $\dot{r} = f(r)$ eines $10^0/1^0$ bzw. eines $5^0/1^0$ Z-Manövers, jeweils für die beiden untersuchten Extremfälle (Fall 1 und 5), aufgetragen. Der Anfangspunkt des Manövers liegt entsprechend einer Geradeausfahrt im Ursprung, $\dot{r}(0) = r(0) = 0$, und der zeitliche Ablauf erfolgt im Uhrzeigersinn längs des Kurvenzuges. Zur besseren Orientierung sind die Zeitpunkte, zu denen der gewählte Kursabfall von $\psi_s = 1.0^0$ erreicht und der Befehl für Gegenruder gegeben wird, mit einem Pfeil markiert. Man erkennt insbesondere am Beispiel des bereichsweise gierinstabilen Schiffes (Fall 5), daß der Kurvenzug nach dem Erreichen des neuen vorgegebenen Ruderwinkels - gekennzeichnet durch ein relatives Minimum bzw. Maximum der Zustandskurve - stets asymptotisch in eine Grenzkurve einläuft, deren Form der zugehörigen Spiralkurve sehr ähnelt.

Die Ermittlung der Zustandskurven $\dot{r} = f(r)$ bereitet bei rechnerisch simulierten Manövern keinerlei Schwierigkeiten. Anders sieht es dagegen bei realen Messungen mit dem Schiffsmodell oder auch mit der Großausführung aus. In vielen Fällen wird während des Versuches lediglich der Kurswinkel ψ als Funktion der Zeit gemessen. Die Bestimmung der Drehgeschwindigkeit $r = \dot{\psi}$ und der Drehbeschleunigung $\dot{r} = \ddot{\psi}$ muß also über eine numerische Differentiation erfolgen. Die Genauigkeit bekannter mathematischer Prozeduren ist aber im allgemeinen nicht sehr befriedigend, und sie wird insbesondere auch dann noch negativ beeinflußt, wenn die Meßwerte $\psi(t)$ bereits mit Meßfehlern behaftet sind. Als Beispiele für eine Messung sind in Abb. 18 die Zustandskurven für zwei mit dem HSVA-Modell Nr. 2654 (MARINER-Standardschiff) gefahrene modifizierte Z-Manöver ($10^0/1^0$ und $5^0/1^0$) wiedergegeben. Die Aufmessung der Bahnen erfolgte mit dem CPMC (Betriebsart B). Die wiedergegebenen, experimentell ermittelten Kurven zeigen den gleichen Verlauf wie die in den Abb. 16 und 17 für den untersuchten Fall 1 numerisch ermittelten Zustandskurven.

Zum Abschluß dieses Abschnittes noch einige Anmerkungen zu den für die verschiedenen Stabilitätsfälle rechnerisch simulierten Impulsmanövern. Die entsprechenden Ergebnisse für die Fälle 1, 2, 4 und 5 sind in den Abb. 19 bis 22 wiedergegeben; wobei wiederum neben dem Ruderwinkel δ jeweils der Kurswinkel ψ und der Querversatz y_0 über der Zeit t aufgetragen wurde. Die "Durchführung" des Impulsmanövers erfolgte in der Weise, daß das Schiffsmodell in der Anfangsphase zunächst auf geradem Kurs gehalten wurde (Ruderwinkel $\delta = \delta_0$). Nach etwa 10 s Fahrtzeit erfolgte ein kurzzeitiges Ruderlegen auf $\delta = -2.5^{o}$ mit anschließendem kurzzeitigen Gegenruder auf $\delta = 4.5^{o}$ (Dauer jeweils rd. 1 s). Danach wurde wieder der neutrale Ruderwinkel δ_o eingestellt. Der kurze Stützimpuls ist für den Modellversuch insofern vorteilhaft, als er den notwendigerweise auftretenden Querversatz etwas reduziert.

Wie man den Abb. 19 bis 22 entnehmen kann, reagiert das Schiffsmodell je nach Stabilitätsgrad unterschiedlich auf den Ruderimpuls. Beim Fall 1 (Schiff gierstabil) zeigt das Schiffsmodell nur eine schwache Reaktion. Bereits kurze Zeit nach dem Ruderimpuls erreicht der Kurswinkel ψ wieder einen konstanten Wert und das Schiffsmodell fährt, wie auch der Querversatz y_o zeigt, auf einem geraden Kurs weiter. Etwas anders sieht es dagegen schon beim Fall 2 (Schiff grenzstabil) aus. Hier erreicht das Schiffsmodell selbst 105 s nach dem Ruderimpuls noch keinen konstanten Wert, sondern bewegt sich auf einer Kreisbahn mit sehr großem Radius. Bei den Fällen 4 und 5 (Schiff bereichsweise gierinstabil) geht das Schiffsmodell sofort nach dem Auftreten des Ruderimpulses aus der Geradeausfahrt in einen Steuerbord-Drehkreis über. Wie anhand des Querversatzes y_o festzustellen ist, muß ein derartiger Versuch mit einem gierinstabilen Schiffsmodell in einem normalen Schlepptank schon nach kurzer Zeit abgebrochen werden.

4. Schlußfolgerungen

Klammert man die versuchsmäßig aufwendigen Spiralmanöver nach Dieudonnê bzw. Bech oder auch die angesprochenen Identifikationsmethoden einmal aus, dann bleibt aufgrund der vorgelegten Simulationsrechnungen und Modellmessungen festzustellen, daß mit dem Impulsmanöver und dem modifizierten Z-Manöver zwei Manövertypen zur Verfügung stehen, die auf relativ einfache Weise zumindest eine qualitative Aussage über die Gierstabilität eines Schiffes erlauben.

Bei der Durchführung von modifizierten Z-Manövern hängt die Versuchsstrategie in starkem Maße von den vorhandenen Meßeinrichtungen ab. Ist die Möglichkeit gegeben, eine saubere Messung der Drehgeschwindigkeit r vornehmen zu können, bietet sich die beschriebene Auswertung mit Hilfe der Zustandskurve $\dot{r} = f(r)$ an. In diesem Falle genügen ein oder zwei Versuchsfahrten für eine eindeutige Aussage. Nachteilig ist unter Umständen die Tatsache zu werten, daß die Auswertung im allgemeinen nicht unmittelbar im Anschluß an die Versuchsfahrt durchgeführt werden kann. Ist die Meßmöglichkeit dagegen auf den Kurswinkel ψ beschränkt, empfiehlt es sich, eine Serie von modifizierten Z-Manövern im Bereich $2.5^0 \leq \bar{\delta} \leq 20.0^0$ zu fahren. Bei vorliegender bereichsweiser Gierinstabilität gibt dann die Lage des Minimums der Kurve $\hat{\psi} = f(\bar{\delta})$ Aufschluß über den Grad der Instabilität, vgl. Abb. 13. Ein Vorteil dieser Vorgehensweise ist die relativ problemlose Bestimmung der Kursamplitude $\hat{\psi}$. Bei Versuchen mit frei manövrierenden Schiffsmodellen in einem normalen Schlepptank ist allerdings zu beachten, daß der stationäre Endwert $\hat{\psi}$ aufgrund der beschränkten Tanklänge oftmals nicht erreicht wird.

Abschließend ist festzustellen, daß die systematische Untersuchung nach Möglichkeit mit anderen ausgewählten Schiffstypen fortgesetzt werden sollte, um gegebenenfalls Angaben über kritische Grenzwerte zu erhalten. Diese Fortsetzung ist im Rahmen der laufenden Forschungsarbeiten des Teilprojektes A2 im SFB 98 geplant.

5. Symbolverzeichnis

A	Dgl.parameter, Gl. (4)
B	Dgl.parameter, Gl. (4)
C	Dgl.parameter (Stabilitätskriterium), Gl. (4)
D	Dgl.parameter, Gl. (4)
E	Dgl.parameter, Gl. (4)
F_n	Froude-Zahl $= V/\sqrt{gL}$
G	Gewichtsschwerpunkt
g	Erdbeschleunigung
I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}	Massenträgheitsmomente des Schiffes, bezogen auf die Körperachsen x,y,z
K	Verstärkungsfaktor
K,M,N	Komponenten des hydrodynamischen Momentes, bezogen auf die Körperachsen x,y,z
L	Länge des Schiffes (zwischen den Loten)
l_r	Hebelarm für Kraftwirkungen bei Gierbewegung
l_v	Hebelarm für Kraftwirkungen bei Driftbewegung
m	Masse des Schiffes
O	Ursprung des schiffsfesten Koordinatensystems x,y,z
p_j	Exponentialfaktoren
p,q,r	Komponenten der Winkelgeschwindigkeit um die Körperachsen x,y,z
R	Stationärer Drehkreisradius
r'	Dimensionslose Drehgeschwindigkeit $= rL/U = L/R$
T	Schwingungsperiode
T	Zeitkonstante, Gl. (12)
T_j	Zeitkonstanten, Gl. (13)
t	Zeit
U	Resultierende Geschwindigkeit von O in der horizontalen Ebene
U_o	Ausgangswert von U in der Anfangsphase eines Manövers
u,v,w	Komponenten der Geschwindigkeit U in Richtung der Körperachsen x,y,z
V	Schiffsgeschwindigkeit
X,Y,Z	Komponenten der hydrodynamischen Kraft in Richtung der Körperachsen x,y,z
x,y,z	Schiffsfestes Koordinatensystem

x_G, y_G, z_G	Koordinaten des Gewichtsschwerpunktes G
x_o, y_o, z_o	Koordinaten von O in einem raumfesten System
β	Driftwinkel
Δu	Geschwindigkeitsdifferenz $= u - U_o$
δ	Ruderlagenwinkel
$\bar{\delta}$	Maximaler Ruderwinkel beim Z-Manöver (Absolutwert)
δ_o	Neutraler Ruderwinkel ($r = 0$)
λ	Modellmaßstab
ρ	Dichte des Wassers
ϕ	Phase zwischen Kurs- und Ruderwinkel, bezogen auf 360^o
ψ	Kurswinkel
ψ_s	Kursabfall beim Z-Manöver (Schaltpunkt)
$\hat{\psi}$	Stat. Kursamplitude

Anmerkung:

Als Symbole wurden weitgehend die von der ITTC empfohlenen Standardsymbole verwendet.

Ein "Apostroph" deutet an, daß die jeweilige Größe mit den Grundeinheiten $\rho L^3/2$ (Masse), L (Länge) und L/U (Zeit) dimensionslos gemacht wurde. Ein "Punkt" über einer Größe kennzeichnet wie üblich die Ableitung nach der Zeit t.

6. Schrifttum

1. Bech, M.; Smitt, L.W.: Analogue Simulation of Ship Manoeuvres based on full-scale trials or free-sailing model tests.
   Hydro- og Aerodynamisk Laboratorium, Lyngby, Report Nr. Hy-14 (1969).

2. Burcher, R.K.: Developments in Ship Manoeuvrability.
   Transactions RINA 114 (1972) 1-21.

3. Grim, O.; Oltmann, P.; Sharma, S.D.; Wolff, K.: CPMC - A Novel Facility for Planar Motion Testing of Ship Models.
   11th Symp. on Naval Hydrodynamics, London (1976) und Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 345 (1976).

4. Kundler, W.; Materzok, G.: Erkennung der Kurs-Instabilität mit dem modifizierten Z-Test.
   Schiff & Hafen 31 (1979) 523-525.

5. Mandel, P.: Ship Maneuvering and Control.
   Principles of Naval Architecture, SNAME, New York (1967) 463-606.

6. Motora, S.; Fujino, M.: On the Modified Zig-Zag Manoeuvre to Obtain the Course - Keeping Qualities of Less Stable Ships.
   Proceedings 12th ITTC, Rome (1969) 639-643.

7. Nomoto, K.; Fujii, H.: Ship Manoeuvring Trial Code - Proposed Standard Prepared by the Rules and Regulations Committee-2 (RR-2) of the Shipbuilding Research Association of Japan.
   Working Paper, ITTC Manoeuvrability Committee (1974).

8. Nomoto, K.; Taguchi, T.; Honda, K.; Hirano, S.: On the Steering Qualities of Ships.
   International Shipbuilding Progress 4 (1957) 354-370.

9. Norrbin, N.H.: On the Design and Analysis of the Zig-Zag Test on Base of Quasi-Linear Frequency Response.
   Statens Skeppsprovninganstalt, Göteborg, Report No. B 104-3 (1963).

10. Oltmann, P.: Bestimmung der Manövriereigenschaften von Schiffen aus aufgemessenen Bahnkurven.
    Schiff & Hafen 30 (1978) 630-636.

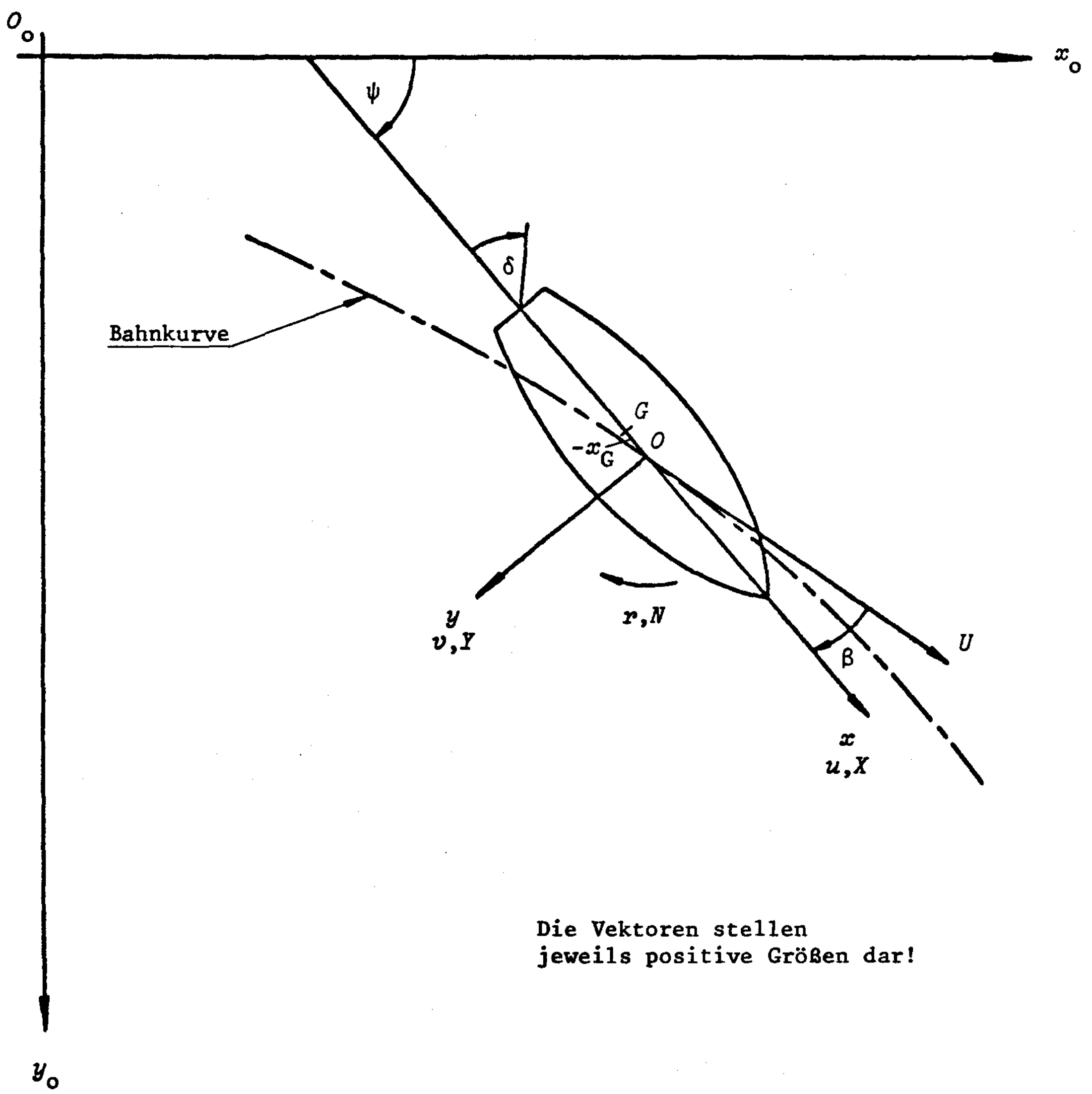
11. Oltmann, P.; Wolff, K.: Computerized Planar Motion Carriage - Anlagenbeschreibung und erste Betriebserfahrungen.
    Jahrbuch STG 70 (1976) 413-441.

12. Oltmann, P.; Wolff, K.: Vergleichende Manövrieruntersuchungen mit Schiffsmodellen im gefesselten und freifahrenden Zustand.
    Institut für Schiffbau, Hamburg, Schrift Nr. 2284 (1977).

13. Oltmann, P.; Wolff, K.: Vergleichende Untersuchung zum Manövrierverhalten des MARINER-Standardschiffes.
    Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 385 (1979).

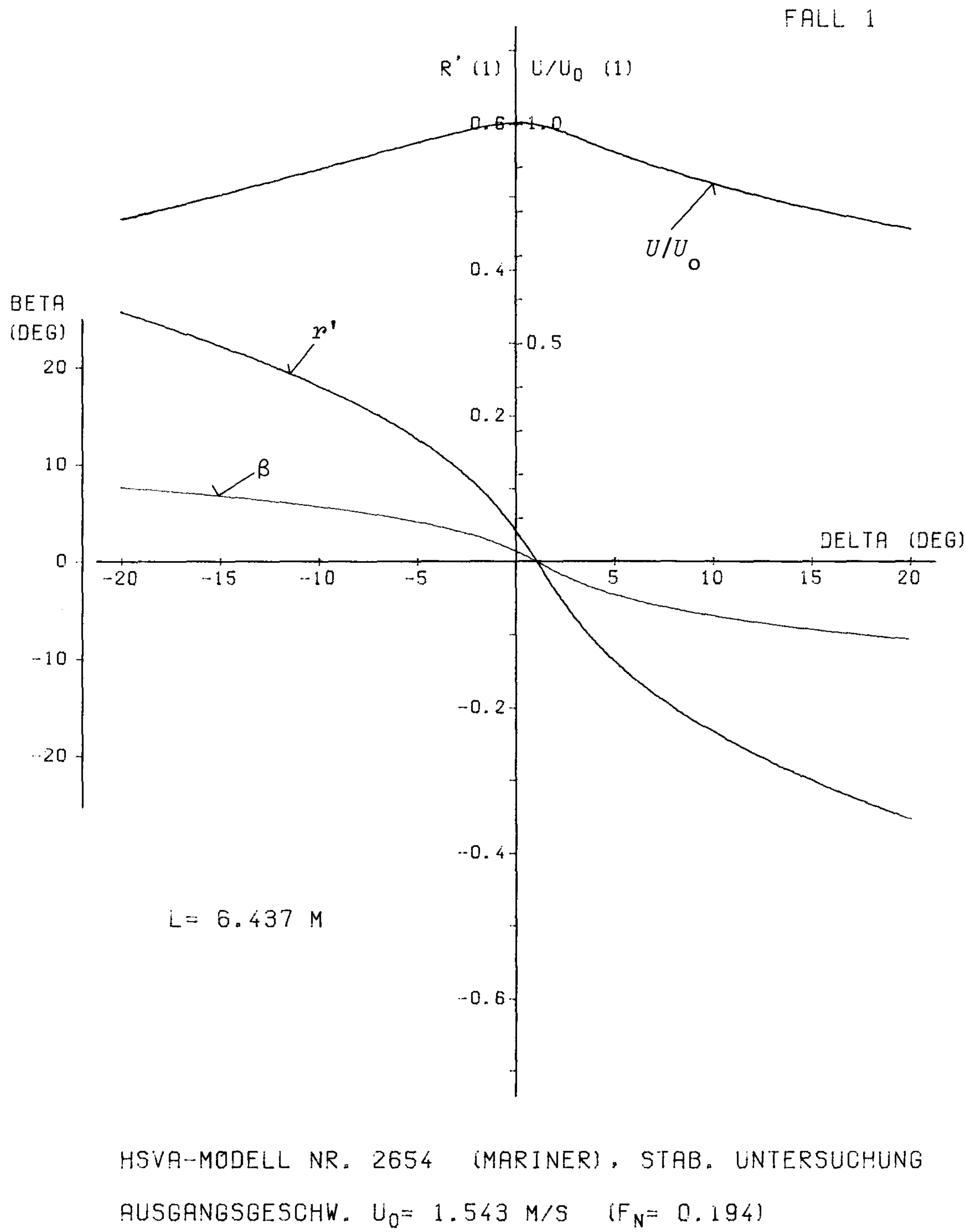
14. Smitt, L.W.; Chislett, M.S.: Course Stability While Stopping. Journal of Mechanical Engineering Science 14 (1972) Supplementary Issue, 181-185.

15. Wilke, K.: Untersuchung des Z $10^{o}/1^{o}$-Manövers auf dem Analogrechner mit der 1. Näherungsgleichung nach Nomoto. Schiff & Hafen 31 (1979) 525-526.



Die Vektoren stellen
jeweils positive Größen dar!

Abb. 1 Koordinatensystem



P029/78

Abb. 2 Ergebnisse eines berechneten Spiralmanövers (Fall 1)

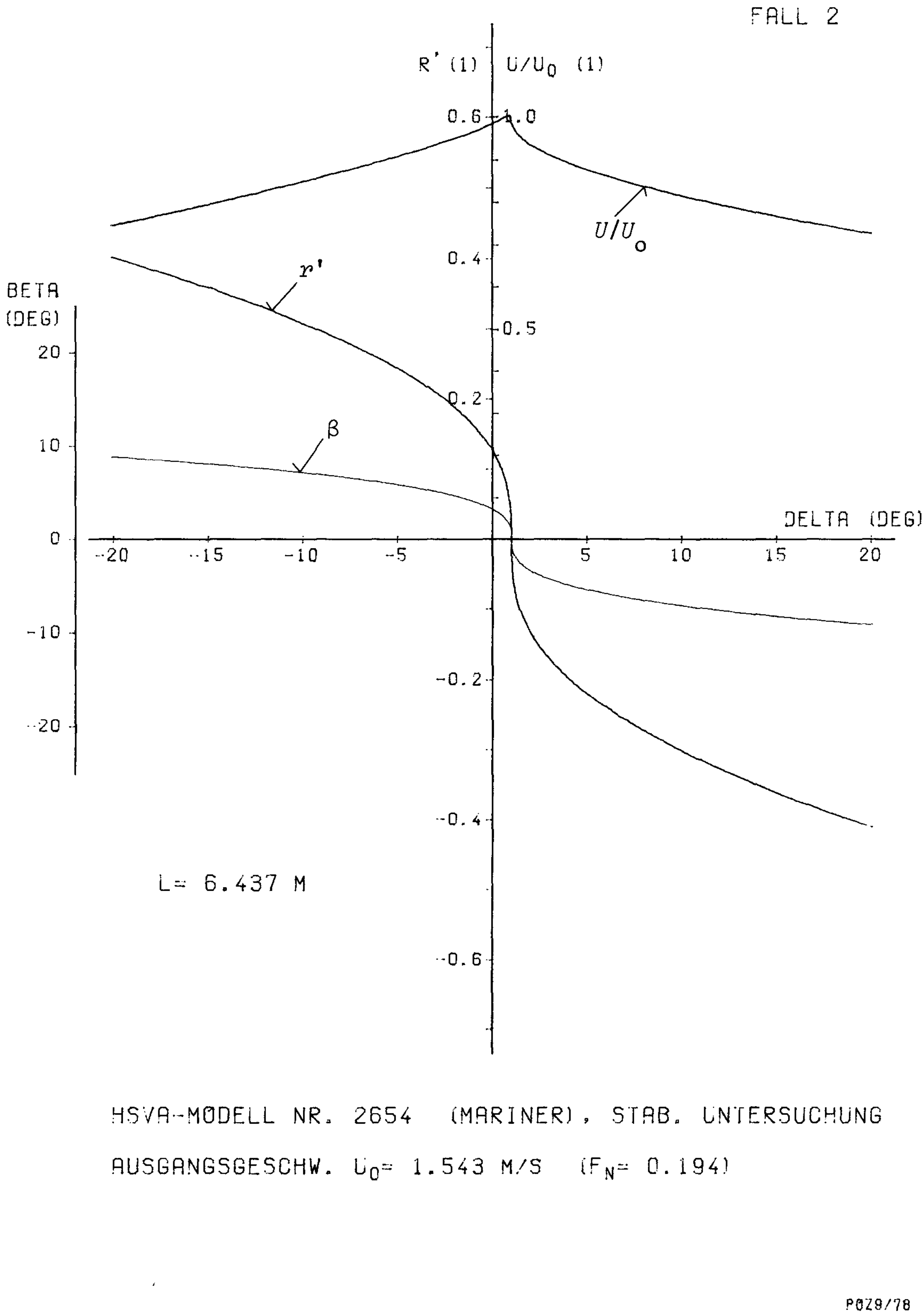


Abb. 3 Ergebnisse eines berechneten Spiralmanövers
(Fall 2)

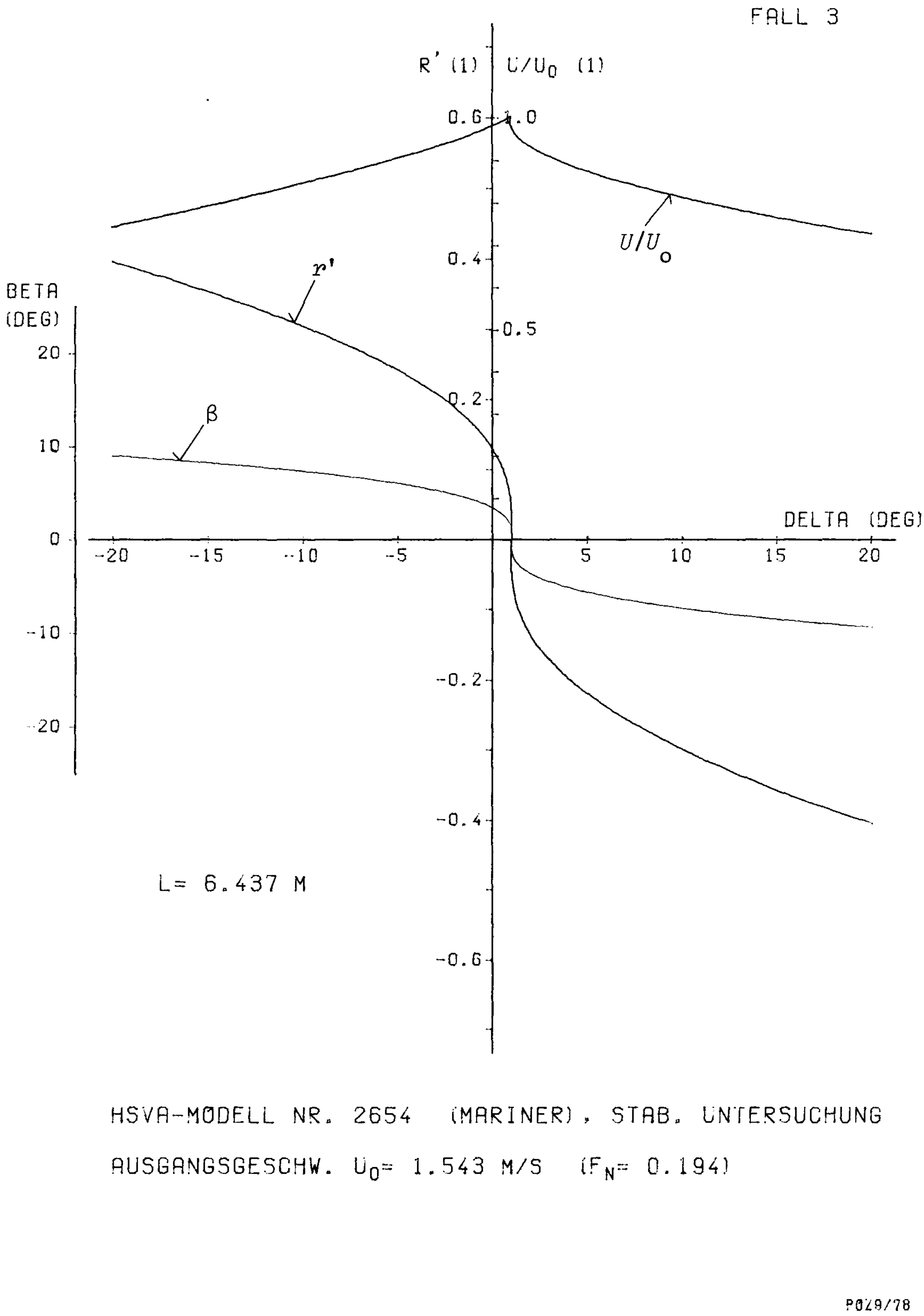
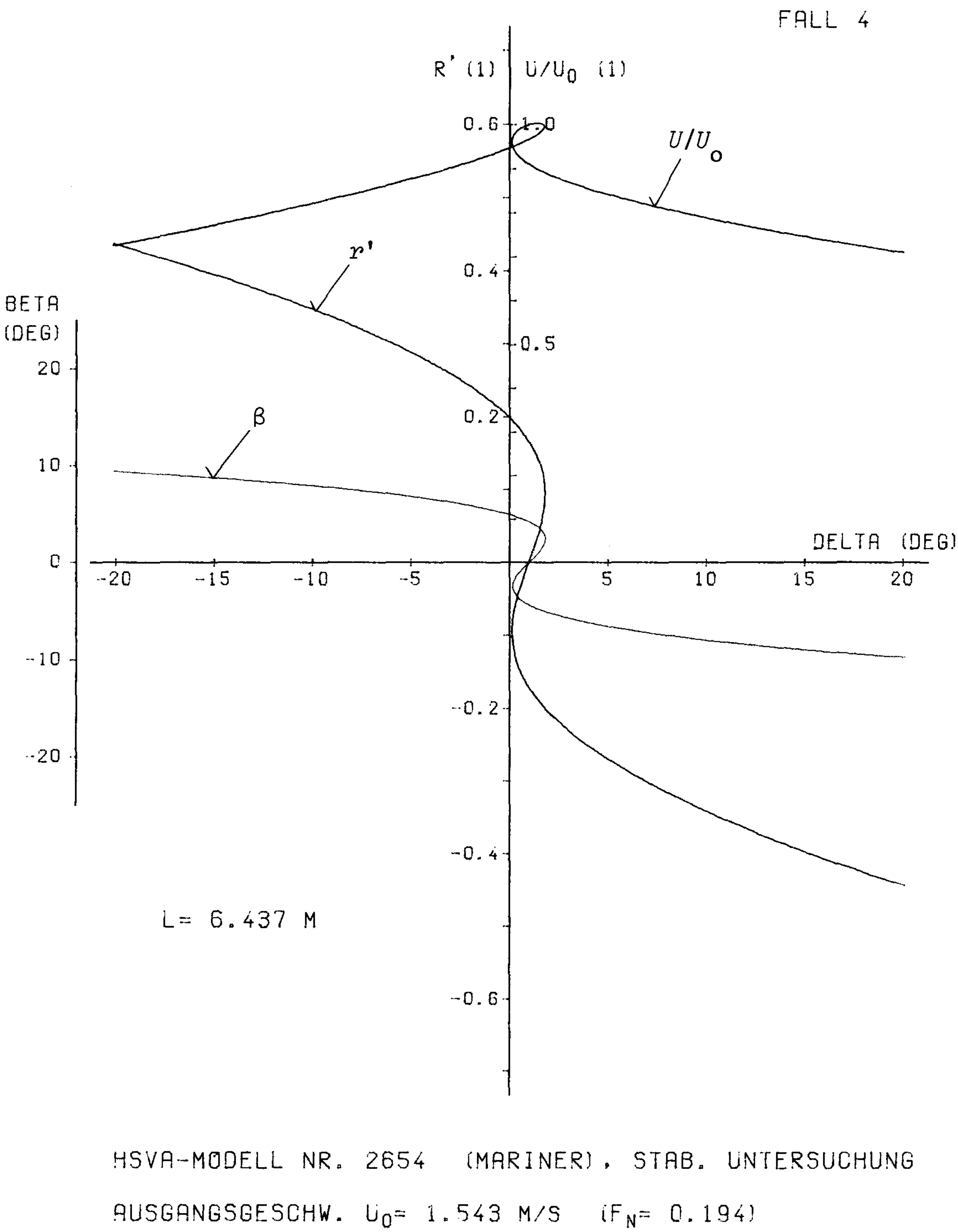
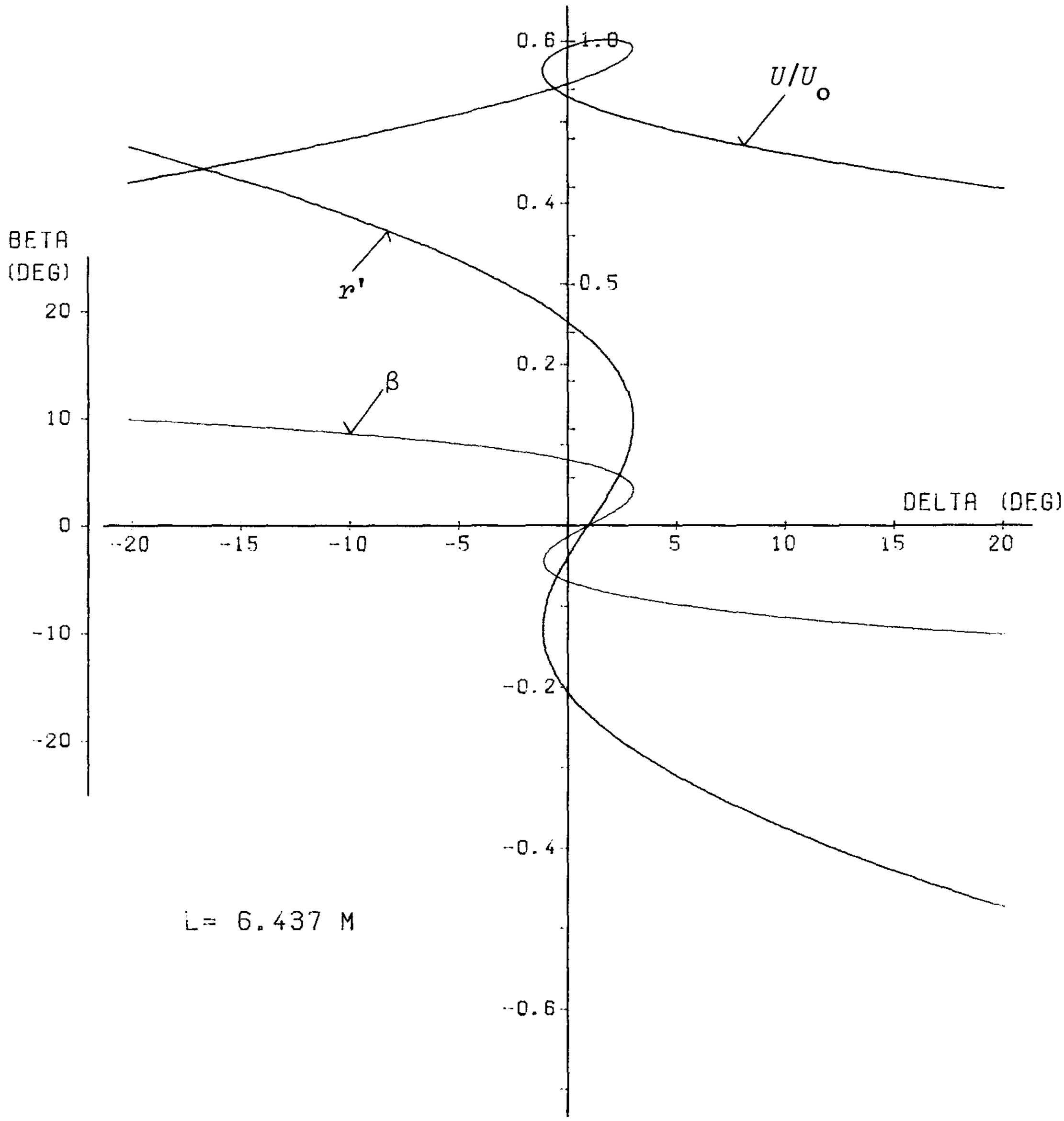


Abb. 4 Ergebnisse eines berechneten Spiralmanövers (Fall 3)



P029/78

Abb. 5 Ergebnisse eines berechneten Spiralmanövers
(Fall 4)



HSVA-MODELL NR. 2654 (MARINER), STAB. UNTERSUCHUNG

AUSGANGSGESCHW. U_0= 1.543 M/S (F_N= 0.194)

P029/78

Abb. 6 Ergebnisse eines berechneten Spiralmanövers (Fall 5)

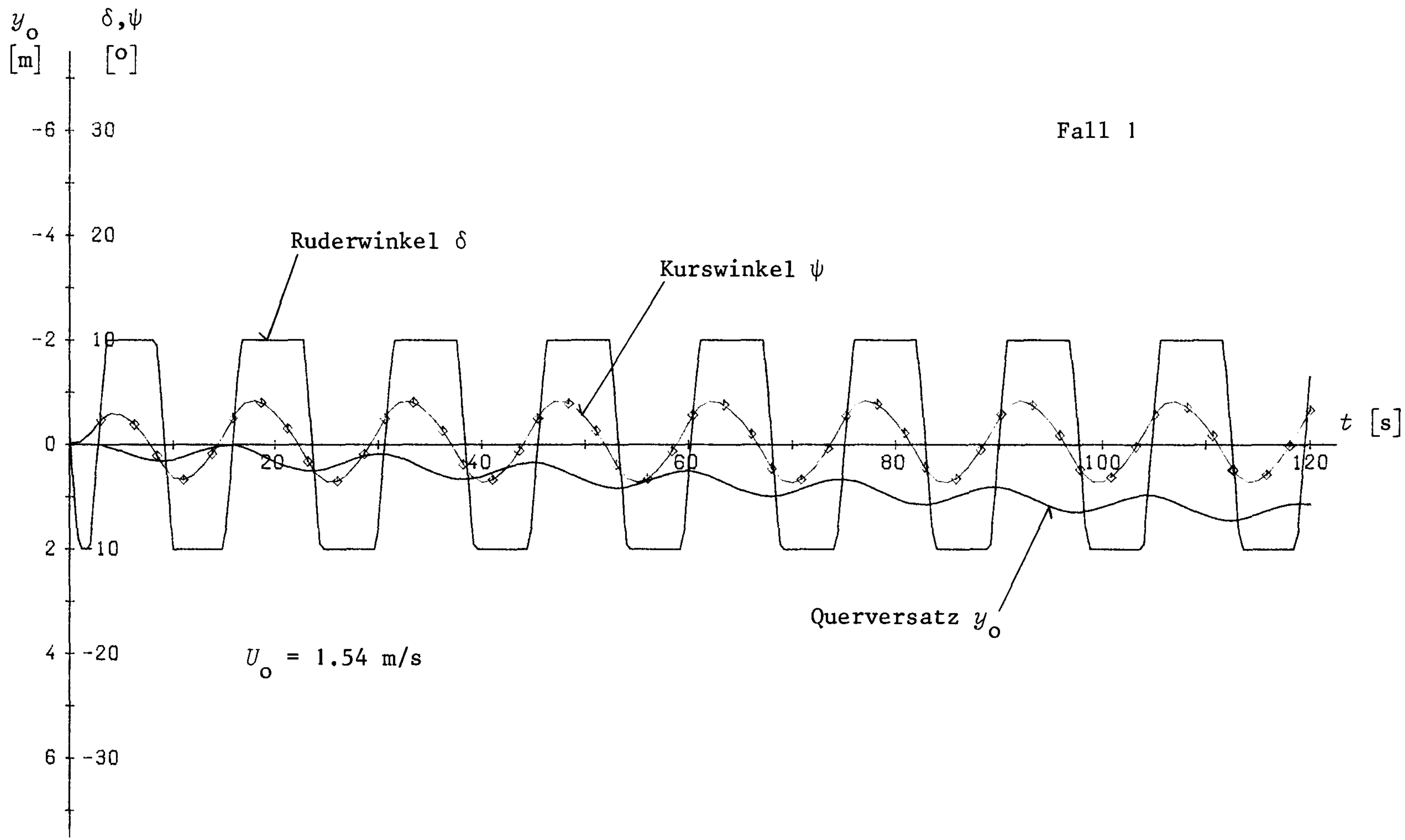


Abb. 7 Berechnetes $10^o/1^o$ Z-Manöver (Fall 1)

PØZ14/79

Fall 2

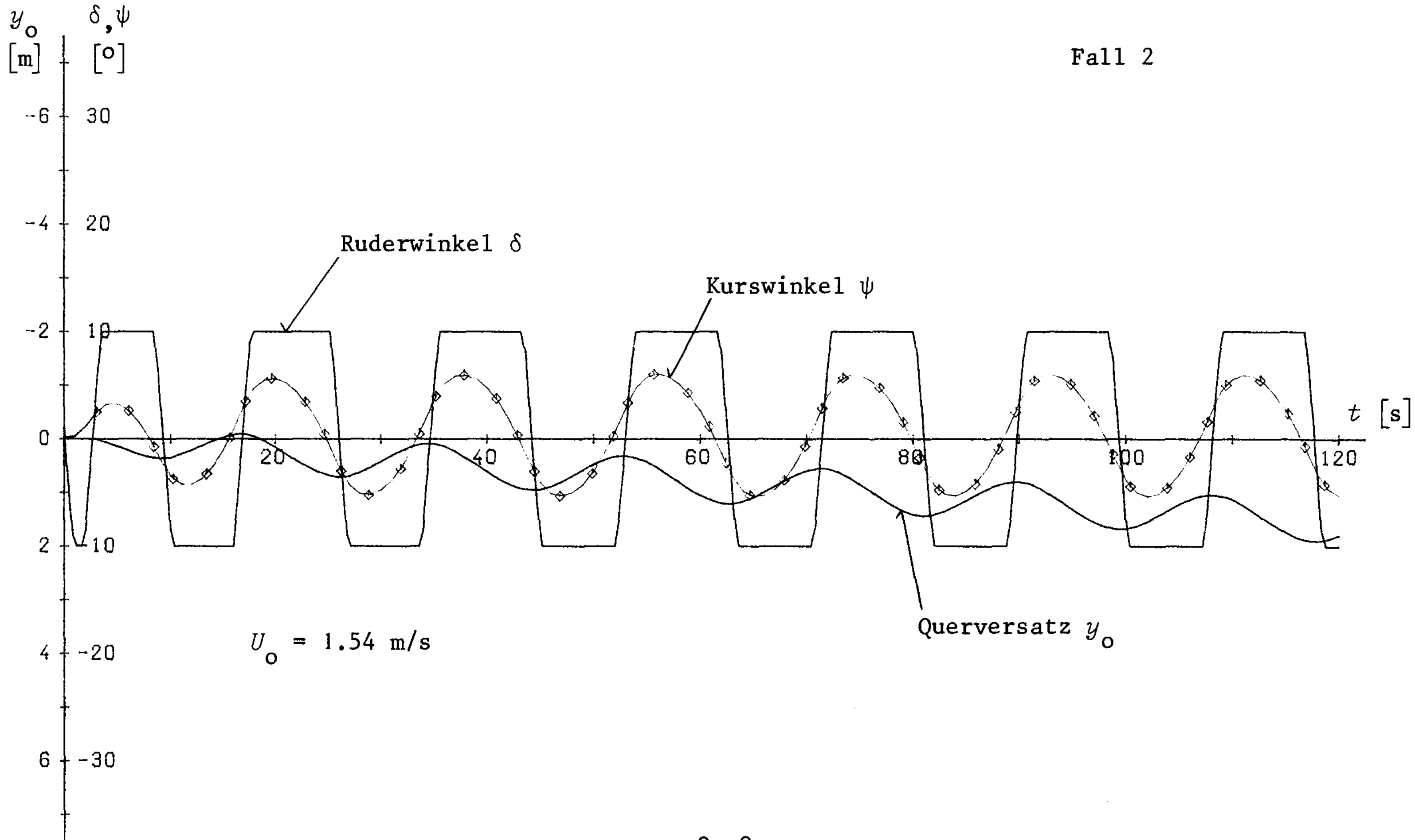


Abb. 8 Berechnetes $10^0/1^0$ Z-Manöver (Fall 2)

PØZ14/79

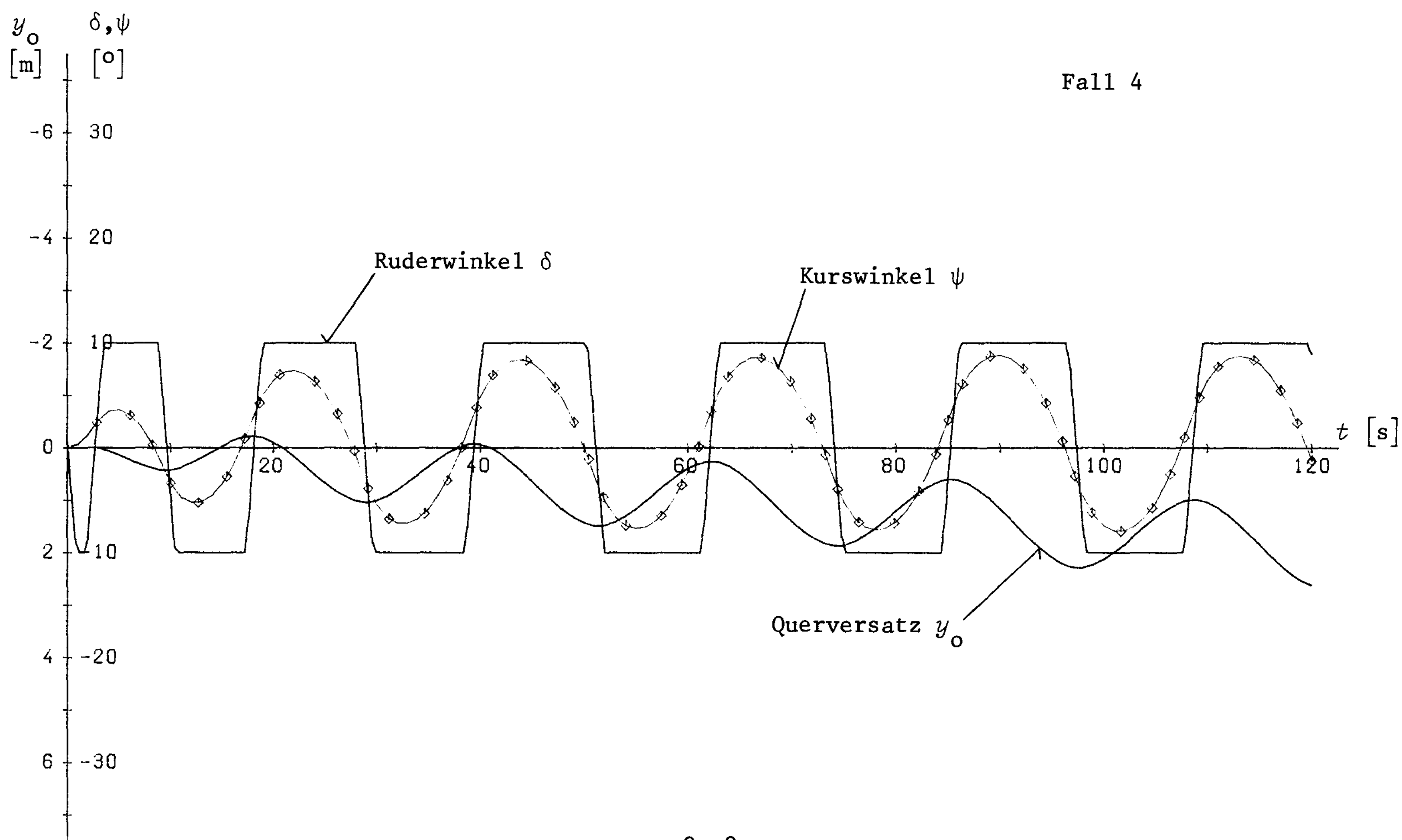


Abb. 9 Berechnetes $10^o/1^o$ Z-Manöver (Fall 4)

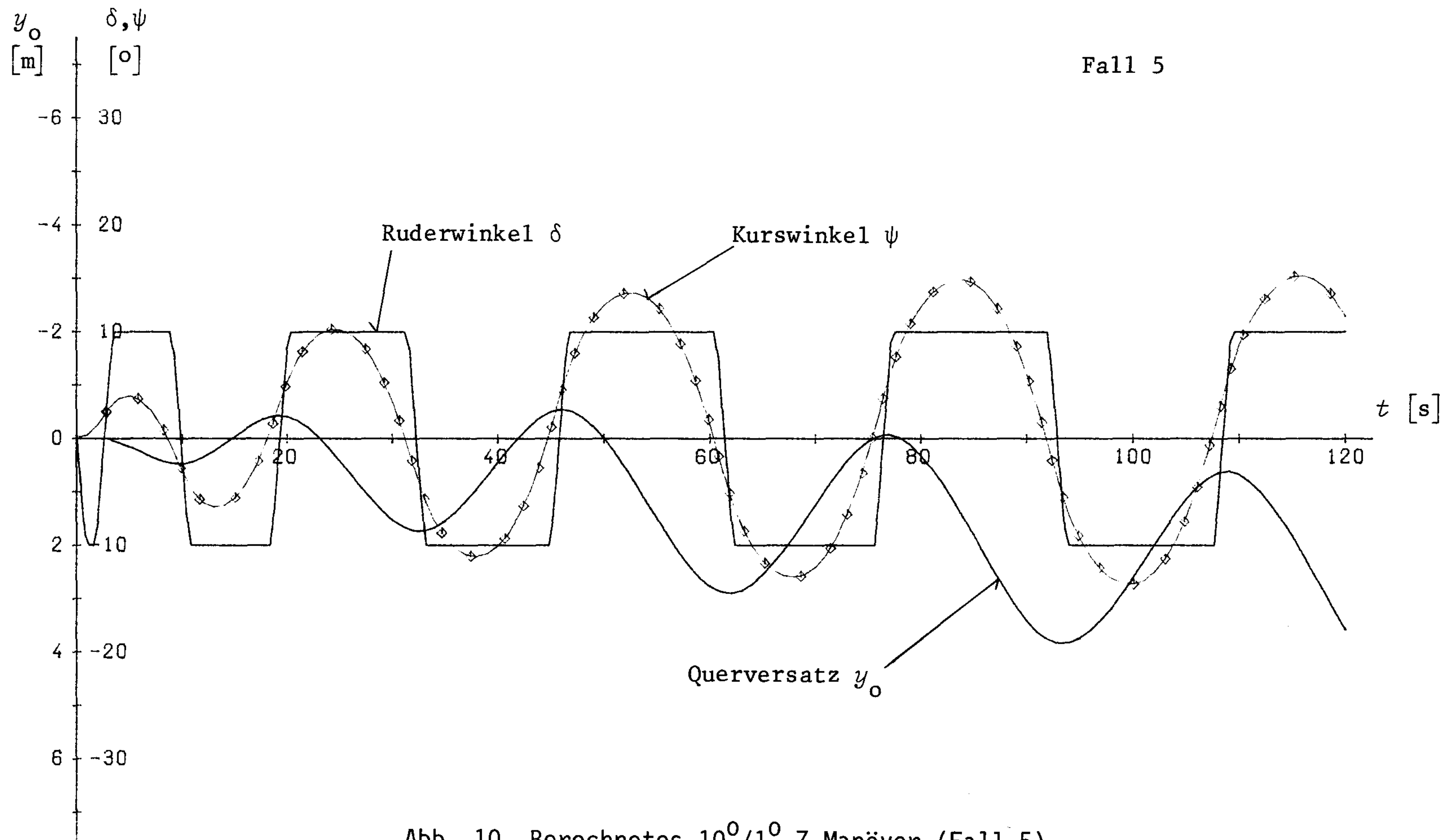


Abb. 10 Berechnetes $10^o/1^o$ Z-Manöver (Fall 5)

P0Z14/79

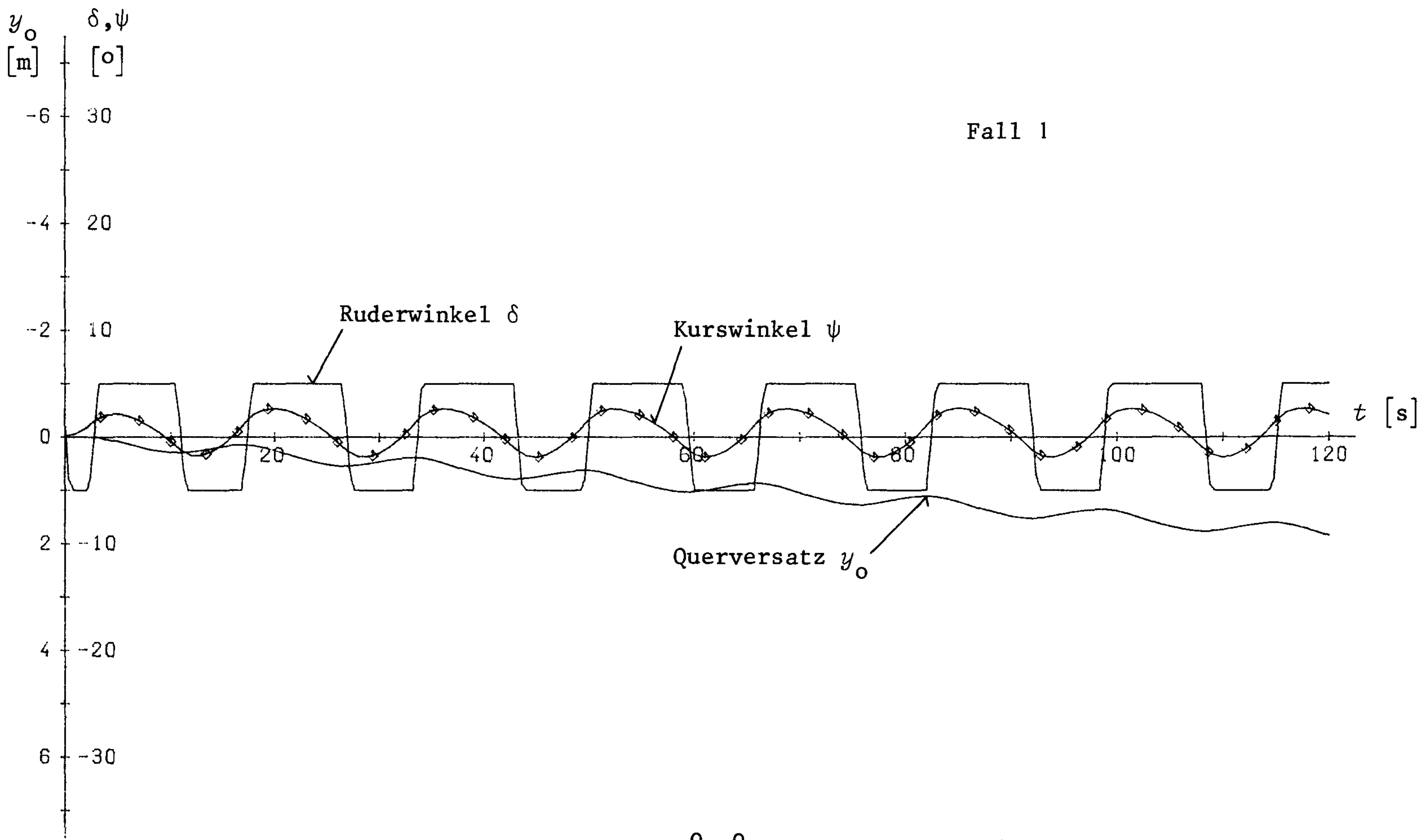


Abb. 11 Berechnetes $5^0/1^0$ Z-Manöver (Fall 1)

P0Z14/79

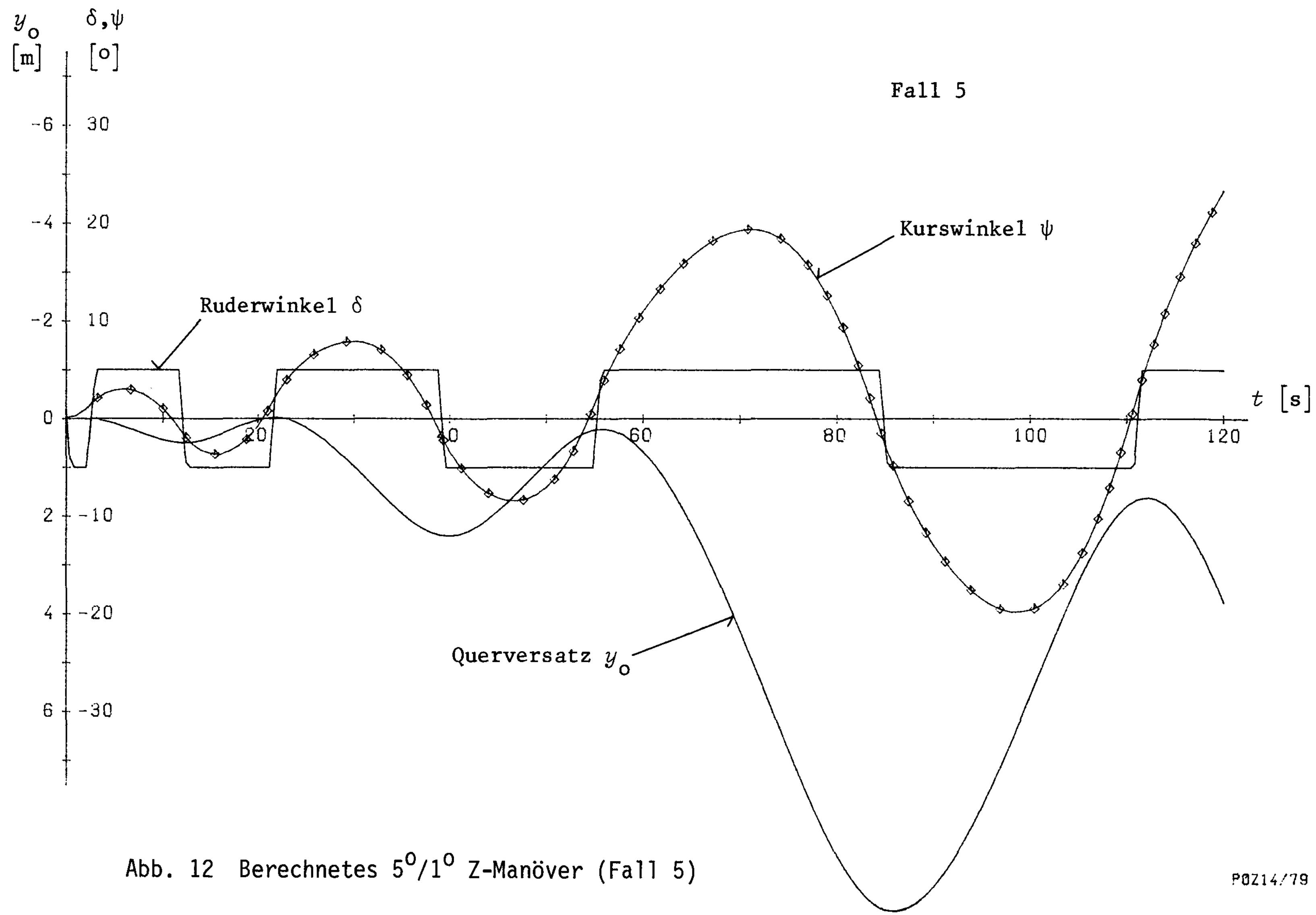


Abb. 12 Berechnetes $5^{o}/1^{o}$ Z-Manöver (Fall 5)

P0Z14/79

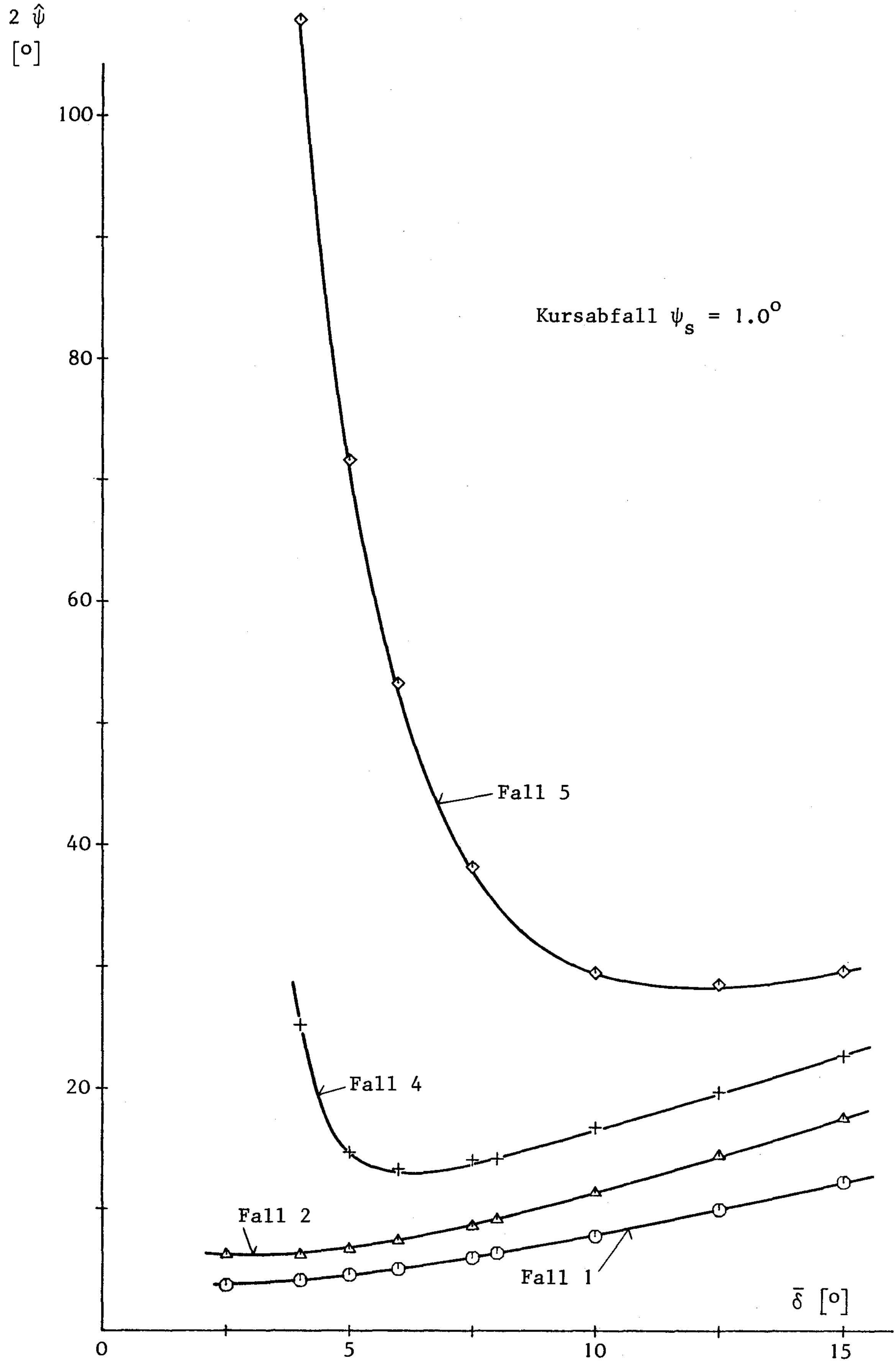


Abb. 13 Auswertung der simulierten Z-Manöver
Doppelamplitude 2 $\hat{\psi} = f(\bar{\delta})$

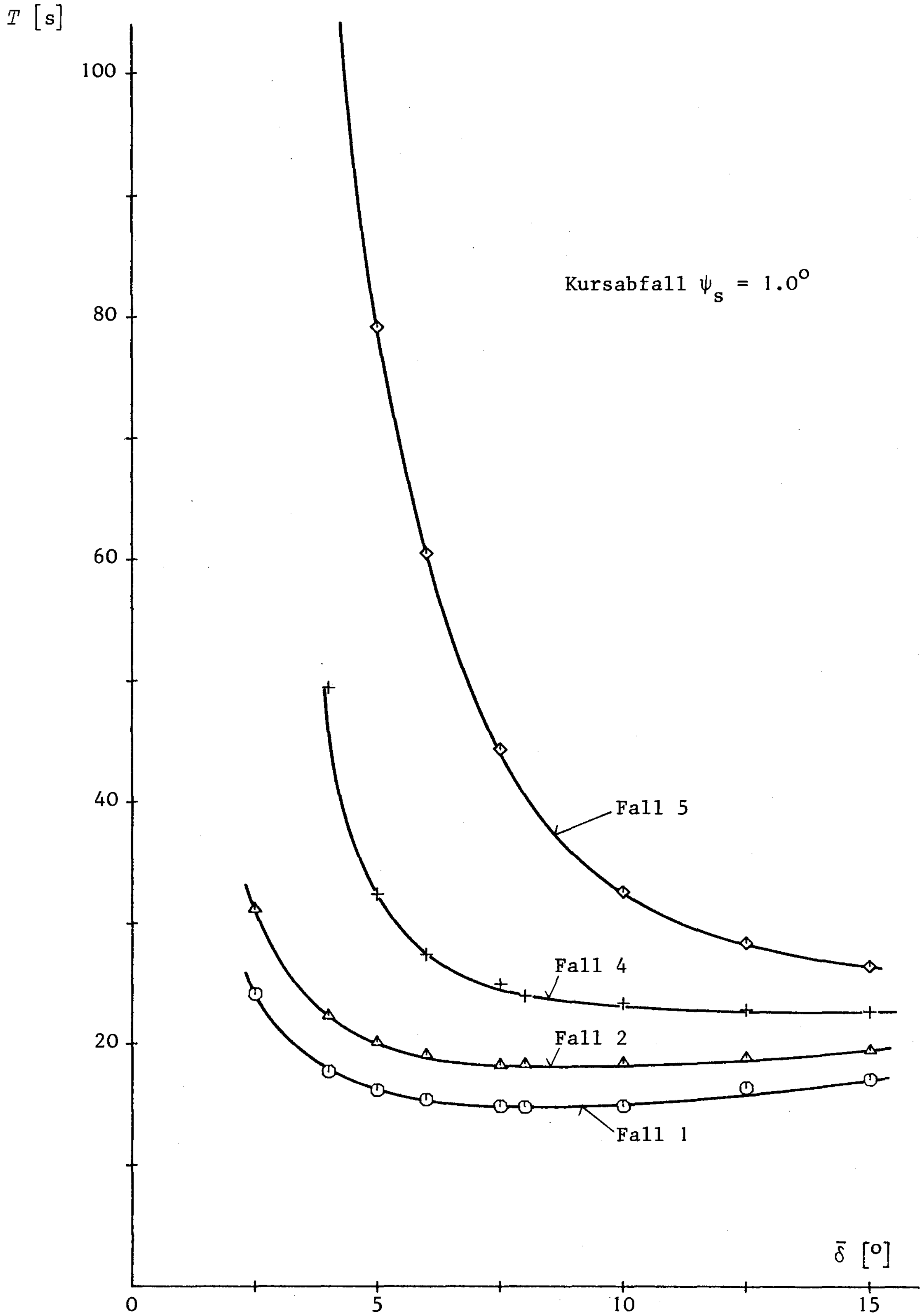


Abb. 14 Auswertung der simulierten Z-Manöver
Schwingungsperiode $T = f(\bar{\delta})$

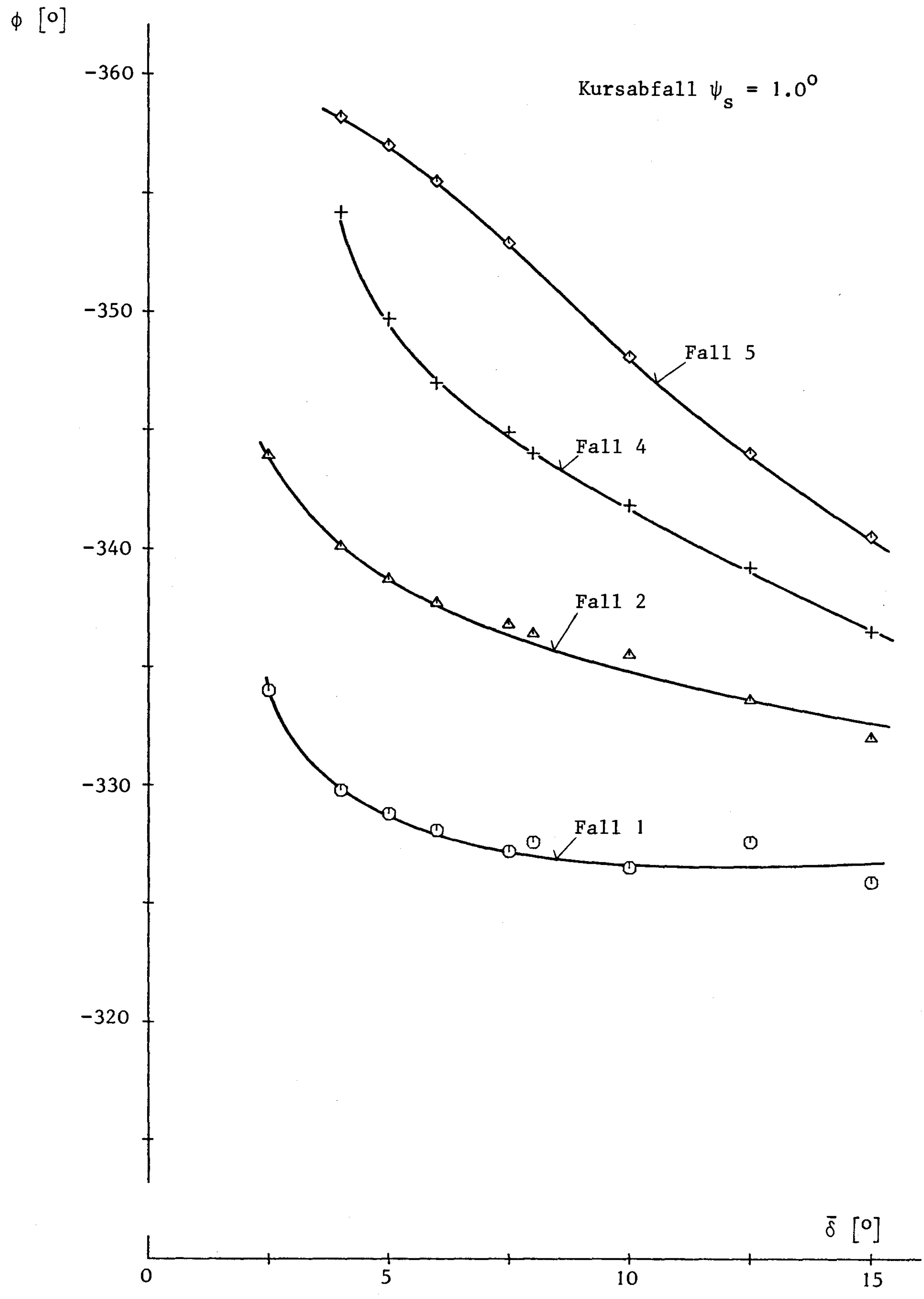
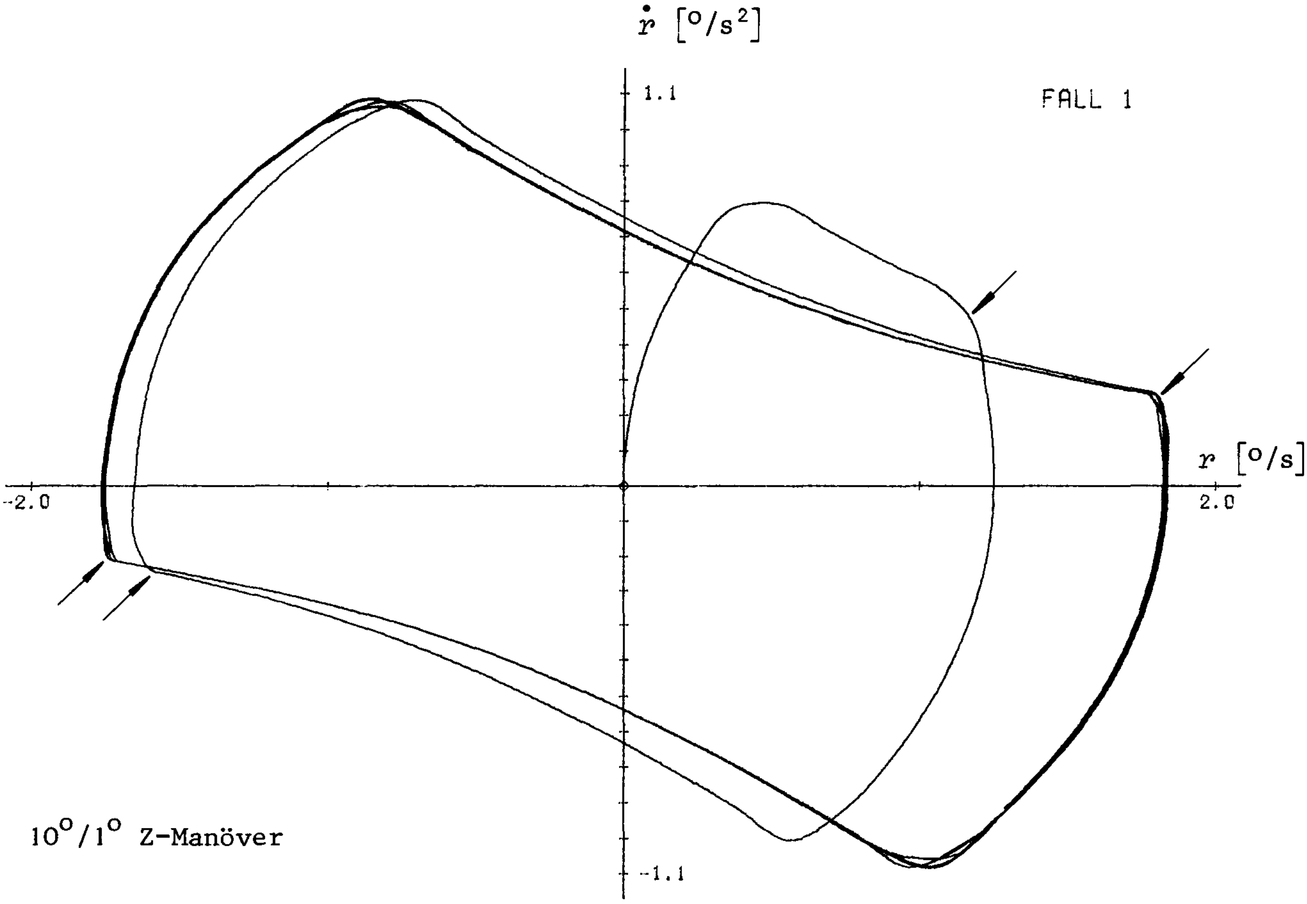


Abb. 15 Auswertung der simulierten Z-Manöver
Phasenwinkel $\phi = f(\bar{\delta})$



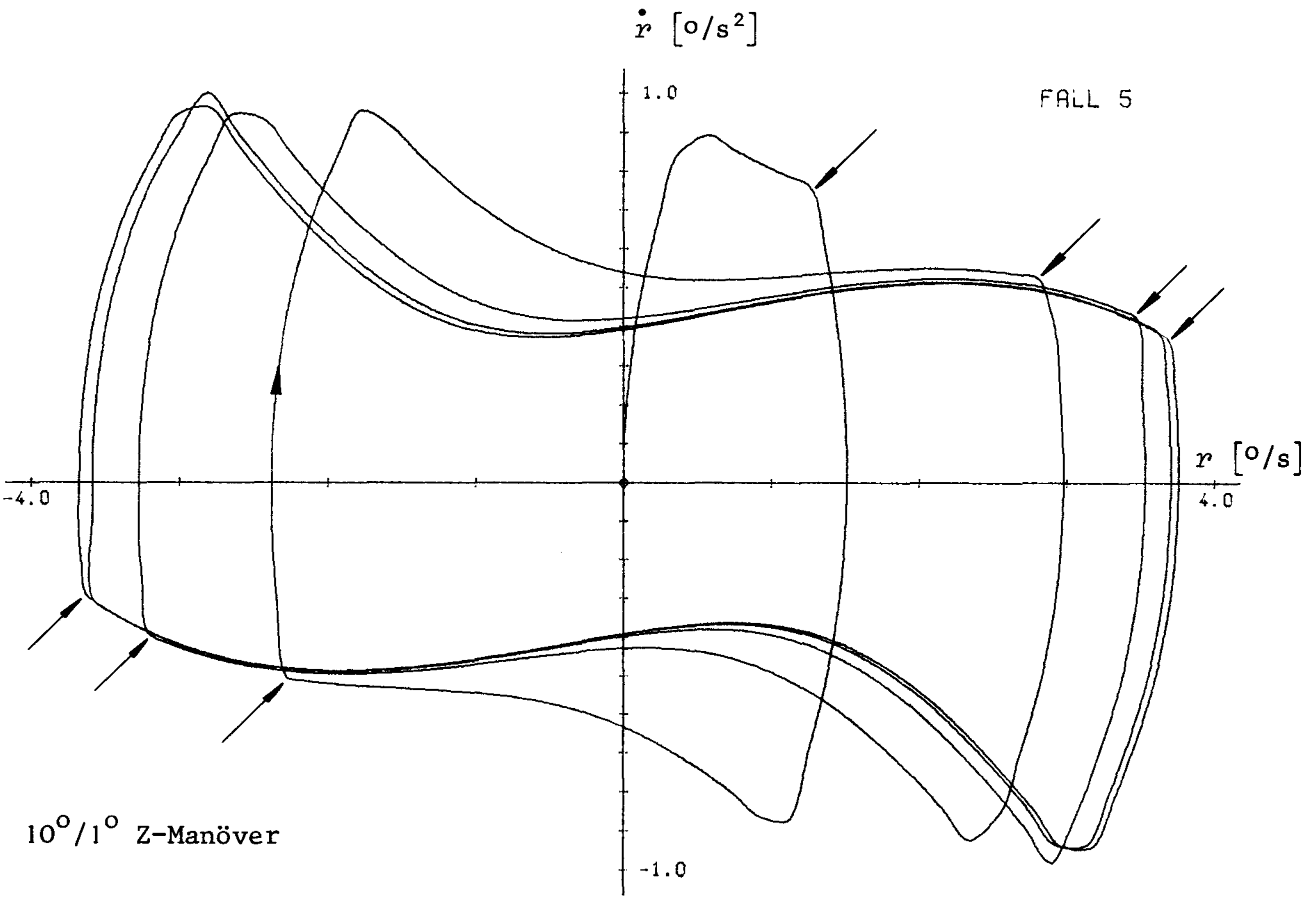
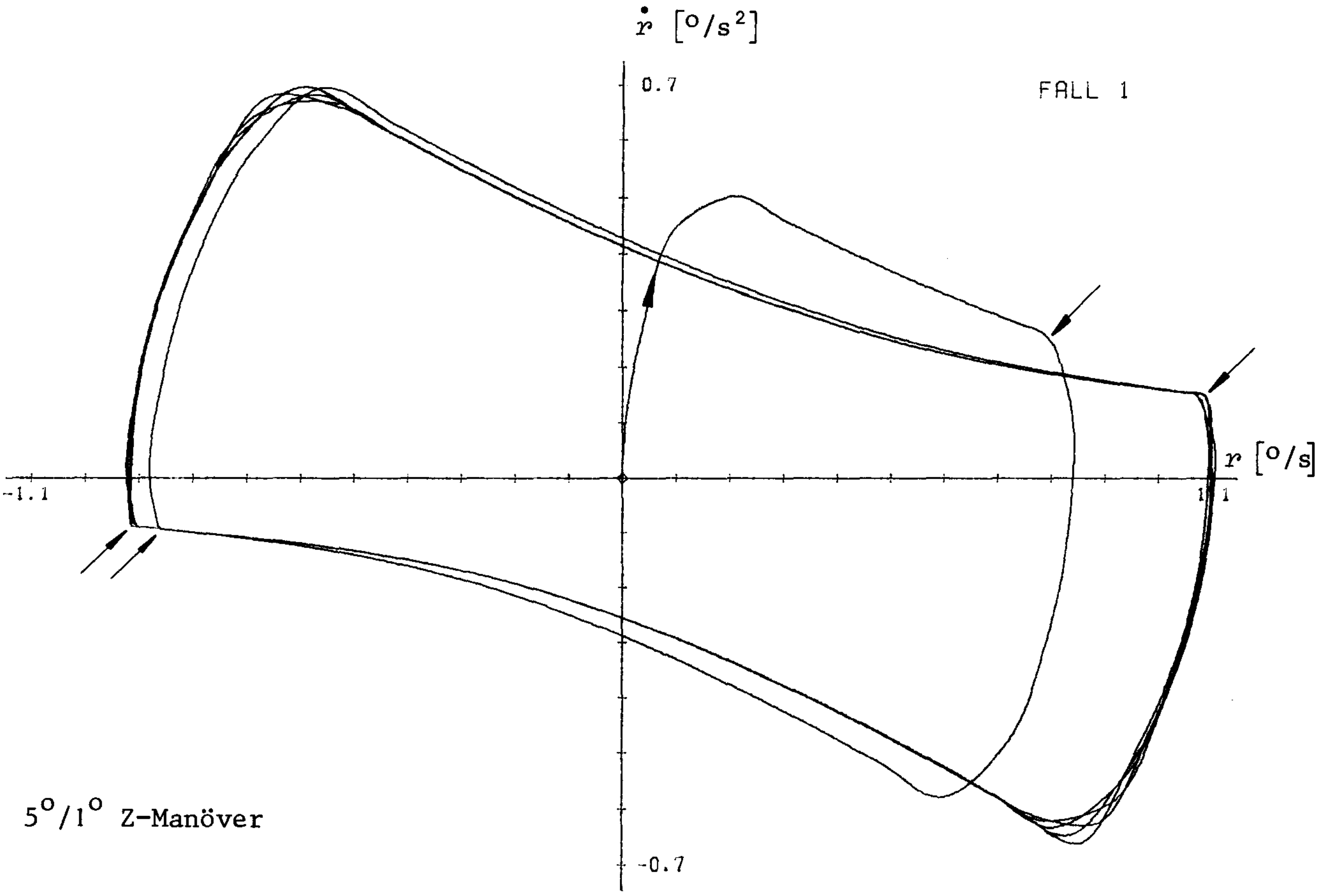


Abb. 16 Phasendiagramme für simulierte Z-Manöver (Fall 1 und 5)



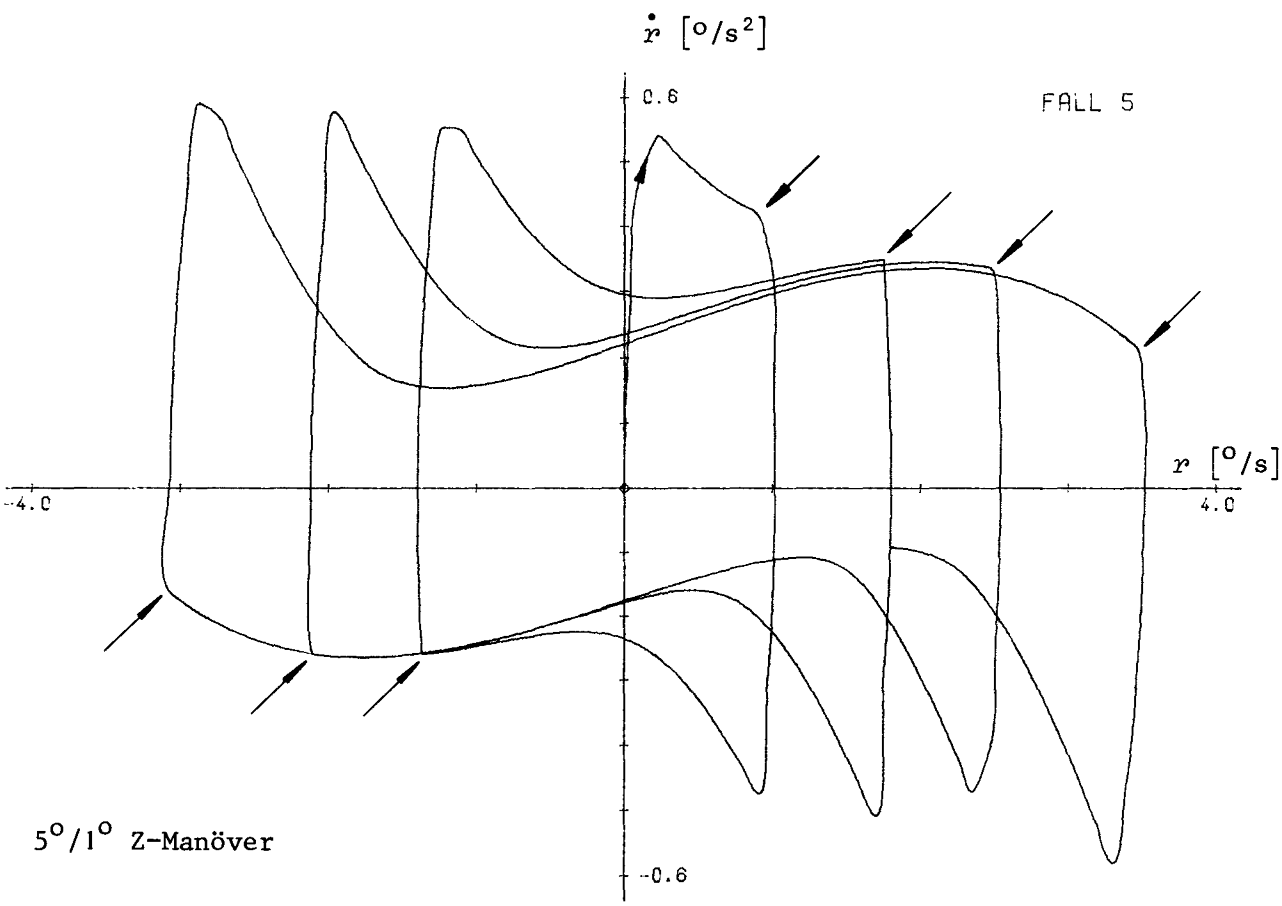
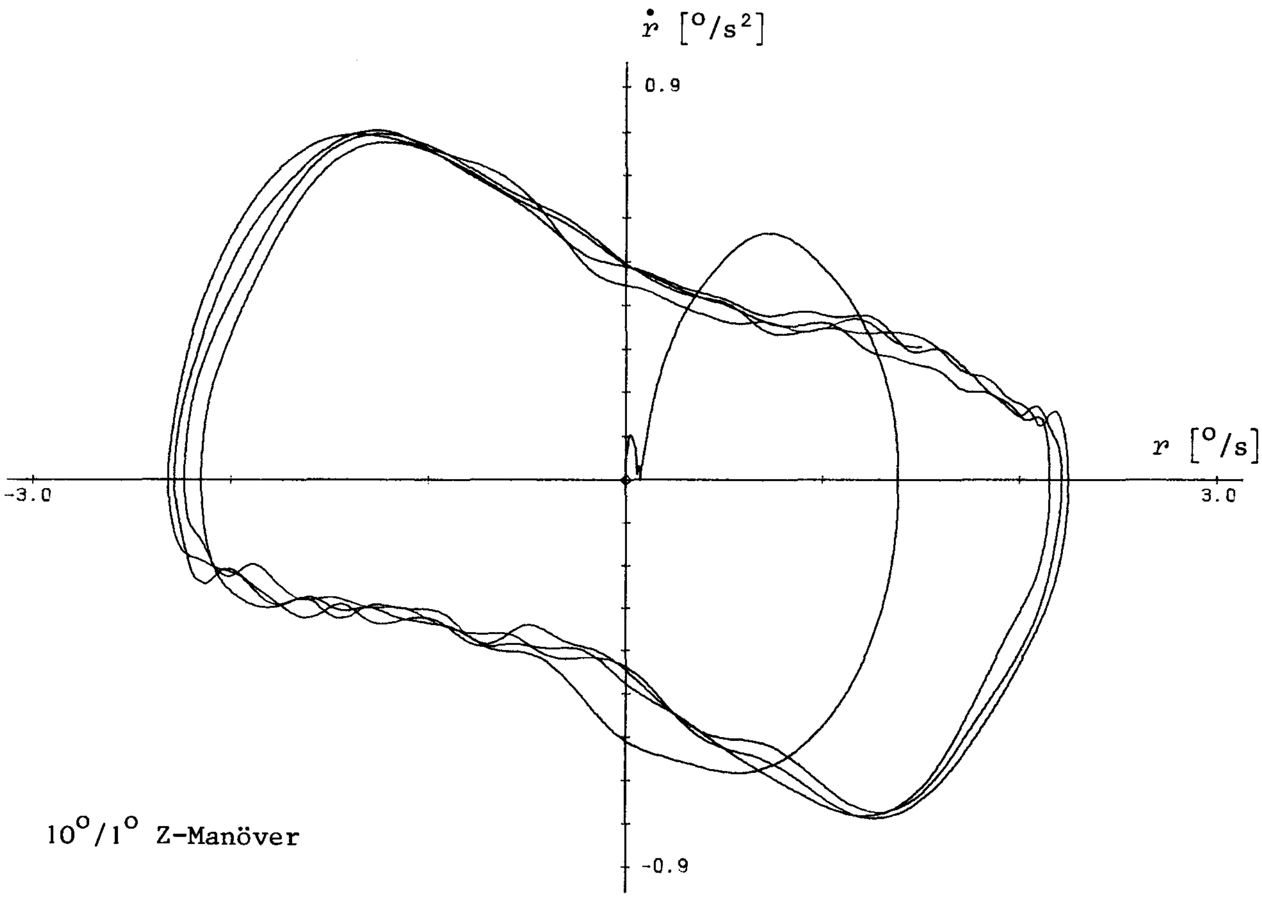


Abb. 17 Phasendiagramme für simulierte Z-Manöver
(Fall 1 und 5)



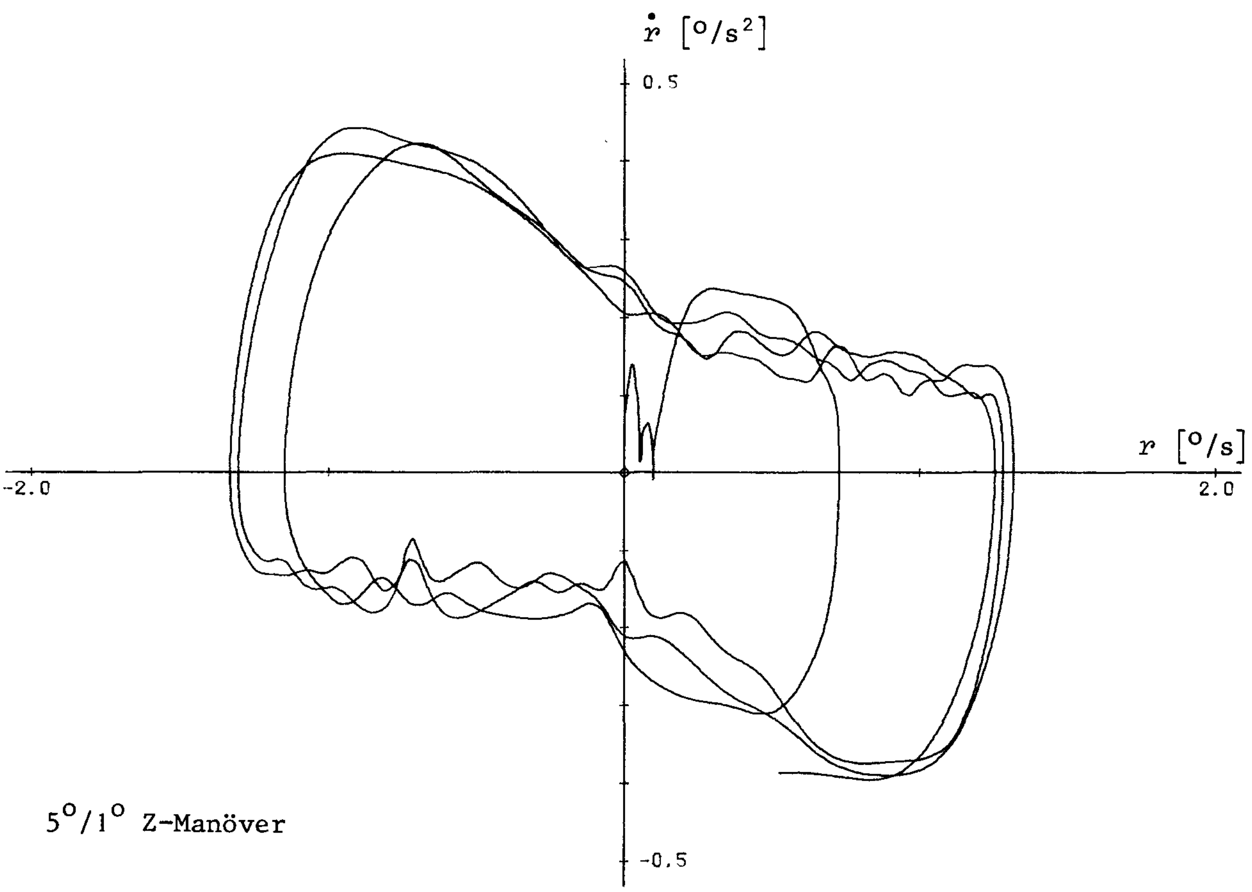


Abb. 18 Phasendiagramme HSVA-Modell Nr. 2654
(MARINER-Standardschiff)

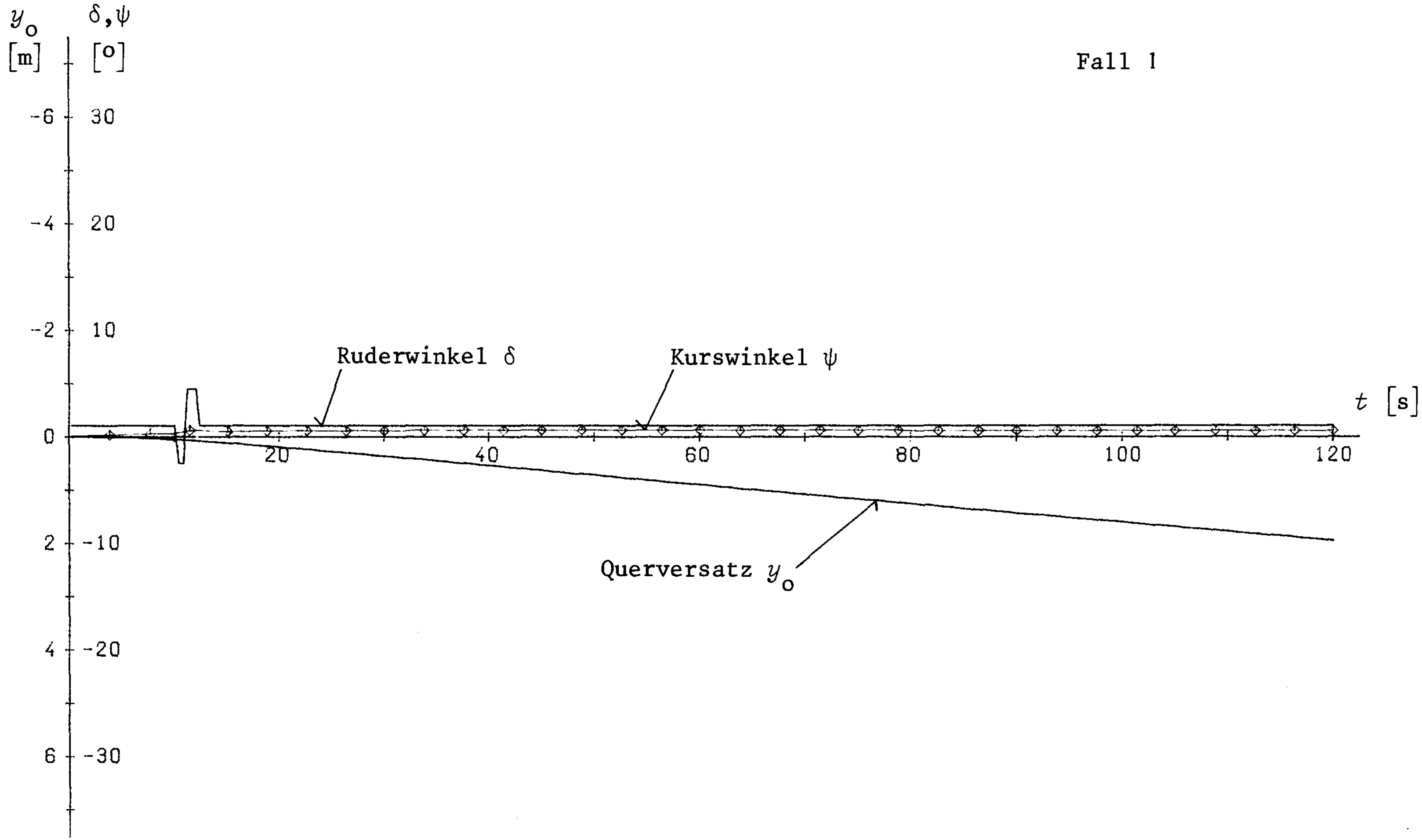


Abb. 19 Berechnetes Impulsmanöver (Fall 1)

PØZ14/79

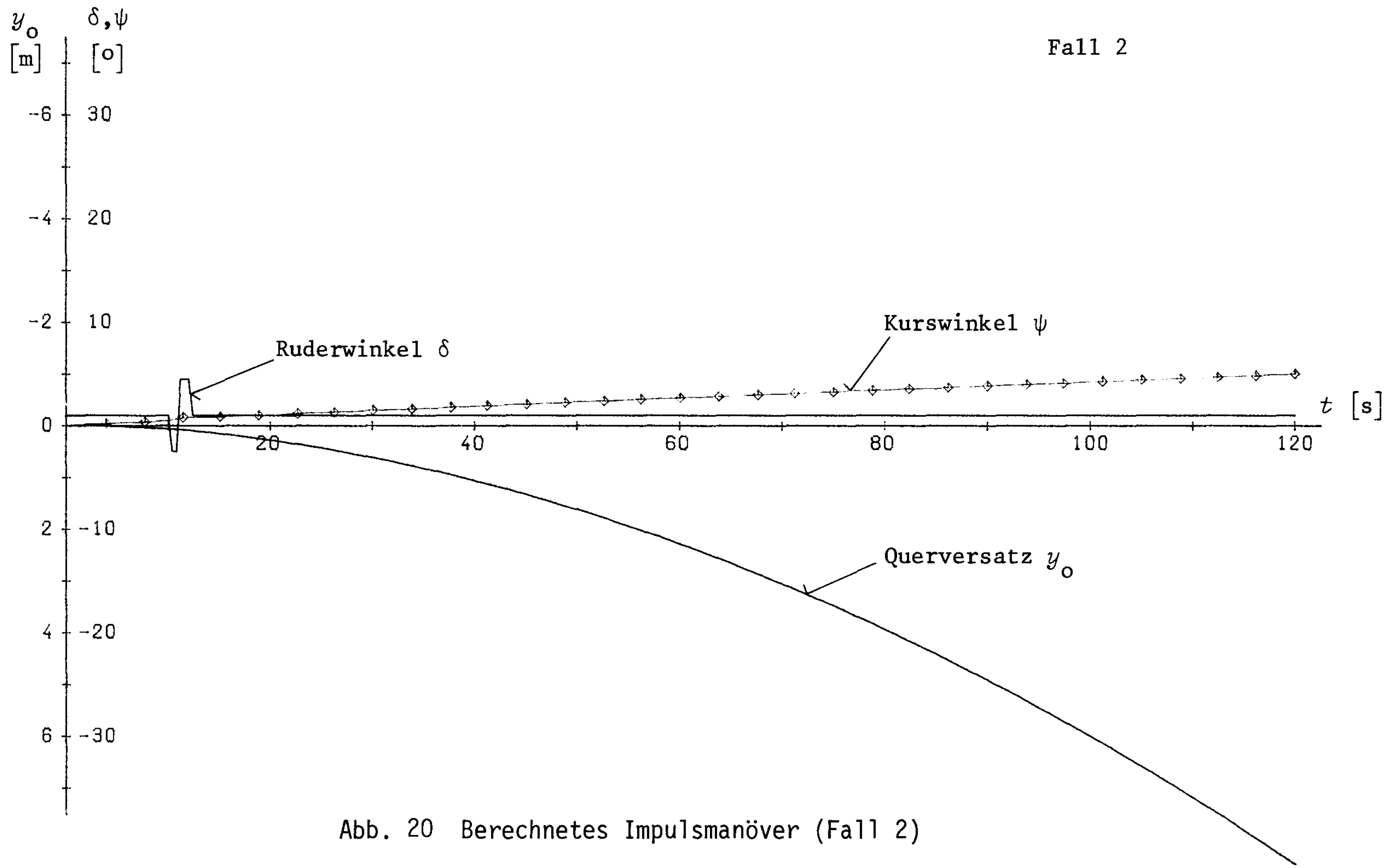


Abb. 20 Berechnetes Impulsmanöver (Fall 2)

P0Z14/79

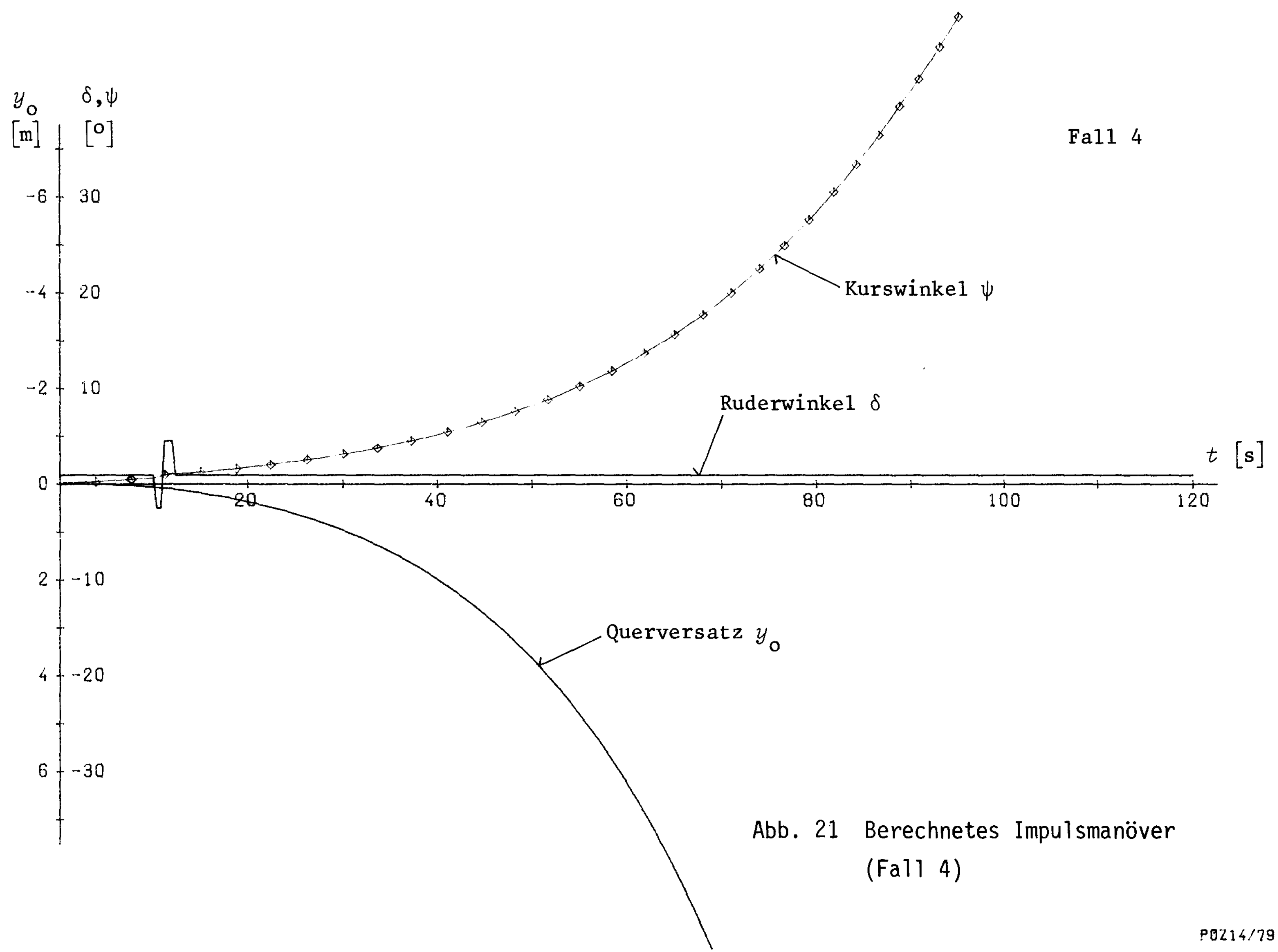


Abb. 21 Berechnetes Impulsmanöver (Fall 4)

P0Z14/79

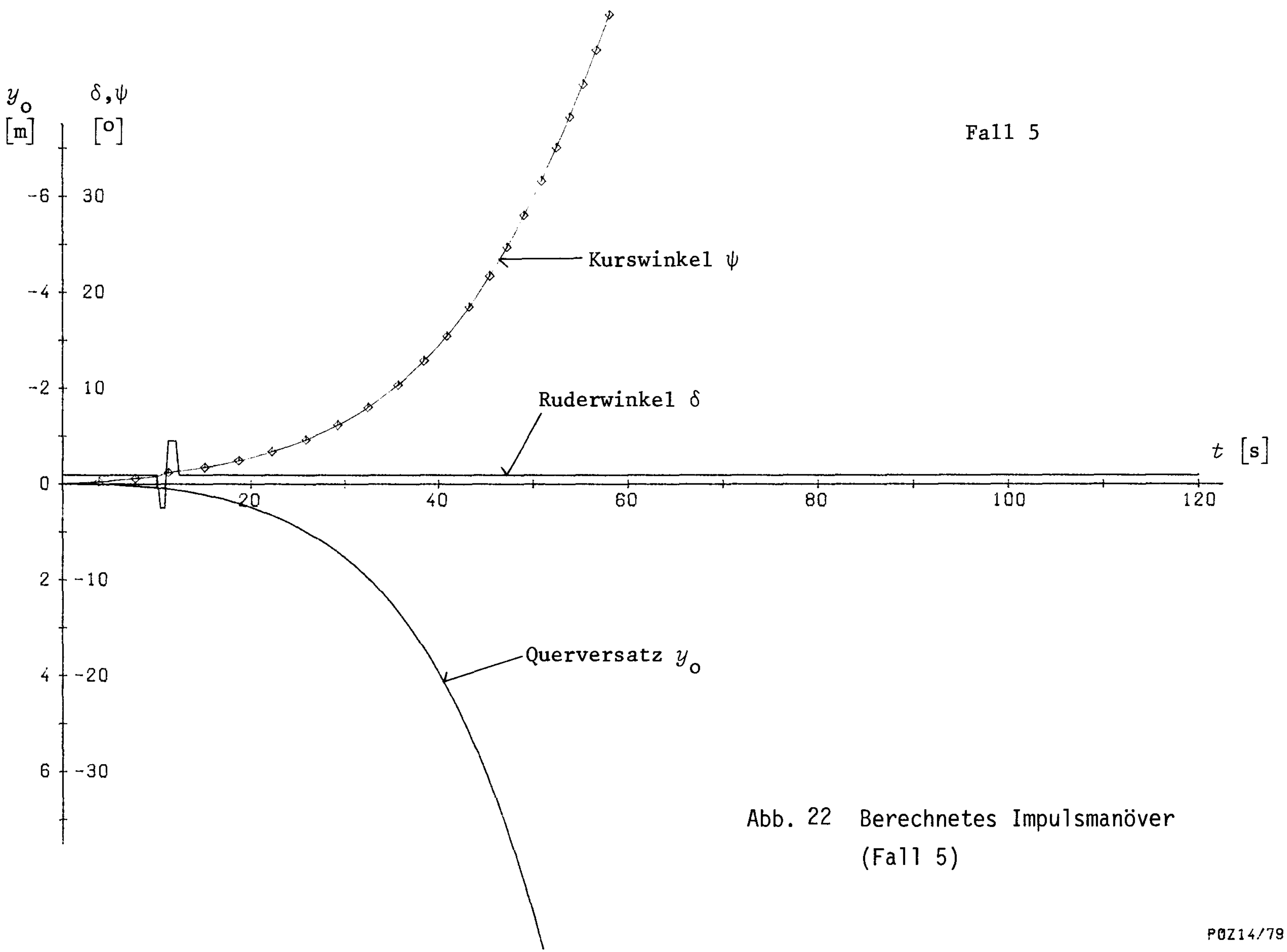


Abb. 22 Berechnetes Impulsmanöver
(Fall 5)

P0Z14/79