

## 2.5. Simulation des Sensorverhaltens mit FEM

Wichtigstes Ergebnis der in Abschnitt 2.3. durchgeführten Feldberechnungen war die Tatsache, daß bei den integrierten Mikrospulen mit planaren Kernen nicht von einem homogenen Feld im Kern ausgegangen werden kann, sondern daß durch Streufelder und die entmagnetisierende Wirkung der Kernenden mit inhomogenen Feldverläufen im Kern bei der Magnetisierung durch die integrierten Mikrospulen gerechnet werden muß. Ebenso ergeben sich bei der in Abschnitt 2.2. berechneten Magnetisierung durch das äußere Magnetfeld inhomogene Feldverläufe im Kern.

In Abschnitt 2.4. ist das auf der Magnetisierungskennlinie des ferromagnetischen Kernmaterials beruhende Fluxgate-Prinzip hergeleitet worden. Die magnetischen Kennlinien gelten dabei zunächst für eine homogene Magnetisierung des Kerns. Diese magnetischen Kennlinien werden durch einen Luftspalt im magnetischen Kreis oder durch offene magnetische Kreise, wie bei den hier vorliegenden dünnen Streifen, stark verändert. Es kommt zur Scherung der Magnetisierungskennlinie. Für einfache magnetische Kreise mit Luftspalt und einige ausgewählte Kernformen finden sich z.B. in /BOL 90/ Berechnungsmethoden und Näherungsformeln. In /JOS 65/ werden ortsabhängige Entmagnetisierungsfaktoren berechnet. Da durch die Meßspule Flüsse über ein größeres Kerngebiet erfaßt werden, ist auch diese Methode wenig praktikabel, zumal außerdem noch die unterschiedlichen Feldursachen bei Mikrospule und Meßfeld zu berücksichtigen sind.

Aus diesem Grund wurde auf das am IMS verfügbare FEM-Paket ANSYS /ANS 94/ zurückgegriffen. Der Magnetik-Teil des Paketes beinhaltet die Möglichkeit, hysteresefreie  $B(H)$ -Kennlinien von als isotrop angenommenen Materialien über eine Spline-Interpolation vorgegebener Stützstellen zu erfassen. Die Stützstellen wurden aus MOKE-Messungen (siehe Kapitel 4.2.) gewonnen. Die Wahl der Stützstellen muß an die Spline-Interpolation angepaßt werden, um Überschwinger der Kennlinie an den Knickstellen zu vermeiden, einen definierten Anstieg im Nullpunkt zu erhalten und ein gutartiges Verhalten für  $H \rightarrow \infty$  zu gewährleisten. Um stochastische Meßfehler zu unterdrücken und glatte Kurven zu erhalten, wurden die Meßwerte zunächst mit geeigneten Ansatzfunktionen z.B.

$$B(H) = a(1) + a(2) \cdot e^{-a(3) \cdot H} + a(3) \cdot e^{-a(4) \cdot H} + \mu_0 \cdot H \quad (2.122)$$

gefittet und daraus die Stützstellen berechnet. Abb. 2.35 zeigt die beiden für die Simulationen verwendeten Materialkennlinien A und B. Die magnetisch härtere Materialkennlinie A hat ein  $\mu_r$  von ca. 5000 und eine den Literaturwerten entsprechende Sättigungsflußdichte  $B_{\text{Sat}}$  von 1 T. Sie wurde für die anfänglichen Rechnungen zur Gewährleistung der Konvergenz gewählt. Die magnetisch weichere Materialkennlinie B hat ein  $\mu_r$  von ca. 10000 und eine Sättigungsflußdichte  $B_{\text{Sat}}$  von 1.25 T. Die Sättigungsflußdichte entspricht den später mit dem induktiv arbei-

tenden BH-Tracer gemessenen Werten. Beide Kennlinien sind Ergebnis der Anpassung der Simulationsergebnisse an die Messungen. Materialkennlinie B führte dabei zu den besten Ergebnissen. Vergleichsrechnungen mit Materialkennlinie A dienen der Untersuchung von Parameterabhängigkeiten.

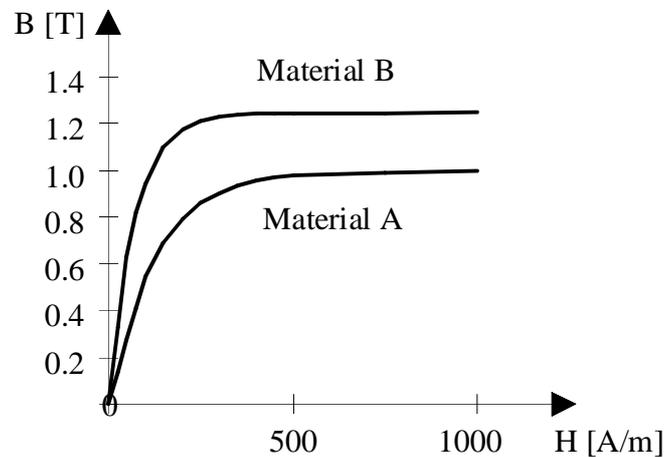


Abb. 2.35: Approximierte Materialkennlinien

Die Güte der Simulationen wird neben der Approximation der Magnetisierungskennlinie stark durch die Diskretisierung der Sensorstruktur beeinflusst. Dabei muß wegen der Aspektverhältnisse (1300  $\mu\text{m}$  Länge und 100  $\mu\text{m}$  Breite bei 0.5  $\mu\text{m}$  Kerndicke) sehr sorgfältig vorgegangen werden. Eine zu geringe Netzdichte beeinträchtigt die Lösung, ein zu hohe Netzdichte stößt an die Grenzen der Hardware bezüglich Rechenleistung und Speicherplatz. Durch Ausnutzung der Symmetrien braucht nur eine Viertelstruktur berechnet zu werden. Gewählt wurde ein Netz von 12.5  $\mu\text{m}$  Dichte in x- und y-Richtung und 0.125  $\mu\text{m}$  in z-Richtung für die Standardgeometrie. Der Umgebungsradius beträgt 1000  $\mu\text{m}$ . Die Rechnungen mit dem Summationsverfahren zeigen, daß das Streufeld des Sensors in diesem Abstand hinreichend klein ist, so daß die durch das Festlegen der Randwerte bedingten Fehler vernachlässigbar sind. Eine Vergleichsrechnung für das Feld entlang der Kernachse (Benchmarking) für ein Meßfeld  $H_0$  von 120 A/m mit FEM und Summationsverfahren (Abb. 2.36) bestätigt die Eignung der gewählten Diskretisierung.

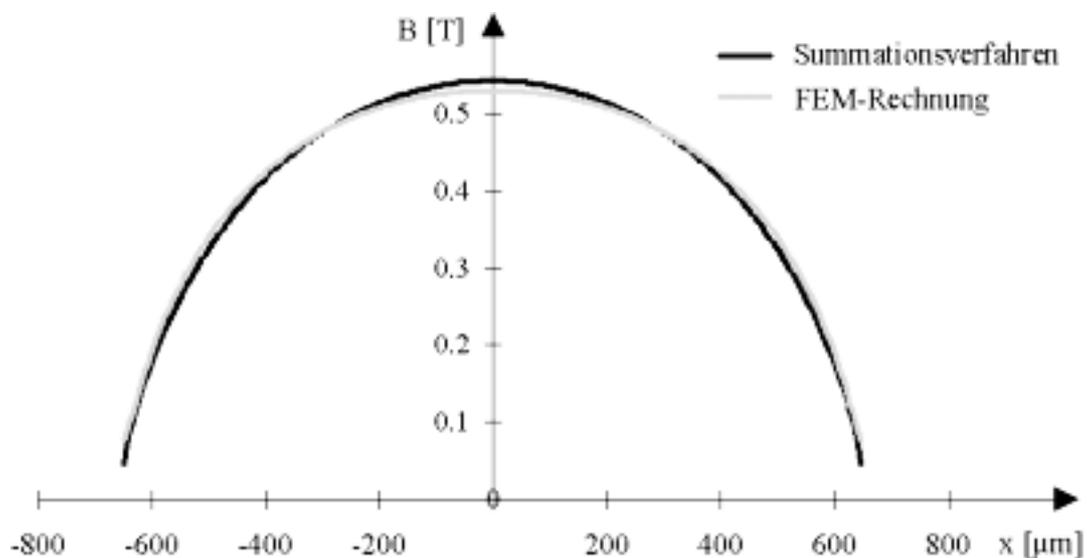


Abb. 2.36: Vergleich Summationsverfahren und FEM-Rechnung

Weiterhin wurde die Eignung der Diskretisierung für die Felder der integrierten Mikrospulen untersucht. Als Vergleichsstruktur wurde eine stromführende Metallierungsleitbahn (1mA) über der NiFe-Schicht gewählt. Die FEM-Berechnung erfolgte im 2D-Modus. Abb. 2.37 bestätigt die Eignung der Diskretisierung für dieses Feldproblem.

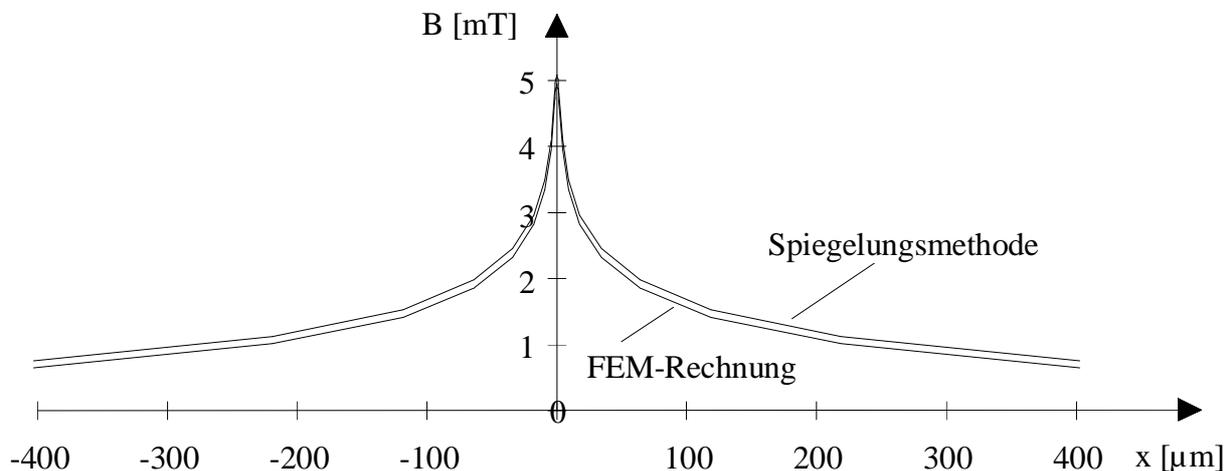


Abb. 2.37: Vergleich  $B_x$  von FEM-Rechnung und Spiegelungsmethode

Die Lösung der nichtlinearen FEM-Matrixgleichung erfolgt mit dem prekonjugierten Gradientenverfahren. Analog zu den Rechnungen in den vorhergehenden Abschnitten werden stationäre Feldverhältnisse vorausgesetzt und Wirbelstromeffekte zunächst vernachlässigt. Damit kann das magnetostatische Feldproblem

$$\nabla \mathbf{B} = 0 \quad \text{mit} \quad \mathbf{B} = \mu_0 \cdot \mu_r(\mathbf{H}) \cdot \mathbf{H} \quad (2.123)$$

mit Hilfe des magnetischen Skalarpotentials

$$\Delta \varphi_M = 0 \quad \text{mit} \quad \mathbf{H} = -\nabla \varphi_M \quad (2.124)$$

statt des numerisch aufwendigeren magnetischen Vektorpotentials formuliert werden. Unter diesen Bedingungen werden zur Berechnung eines Feldproblems je nach Spulenkonfiguration und Materialkennlinie zwischen 30 und 60 min Rechenzeit auf einer SPARC 20 benötigt.

Ziel der Simulationen ist es, die typischen Kennlinien und deren feld- und signaltheoretische Ursachen zu erfassen. Zur Untersuchung der unterschiedlichen Spulenkonfigurationen wurden die Abmessungen und die Spulenkonfiguration der Sensoren FG20, FGV04 und FG33 verwendet. Bei dem FG20 handelt es sich um einen aus 2 Kernen bestehenden Sensor mit separater Kompensations-, Anregungs- und Meßspule, beim FGV04 sind Kompensationsspule und Anregungsspule ineinander verwickelt (bifilar), die Meßspule befindet sich separat in der Kernmitte. Beim FG33 schließlich wurden alle 3 Spulen ineinander verwickelt (trifilar).

	FG20	FGV04	FG33
Kernlänge [ $\mu\text{m}$ ]	1300	1250	1300
Kernbreite [ $\mu\text{m}$ ]	100	99.8	100
Kerndicke [ $\mu\text{m}$ ]	0.5	0.5	0.5
Windungszahl Kompensationsspule	2 x 50	2 x 49.5	84
Windungszahl Anregungsspule	2 x 50	2 x 49.5	84
Windungszahl Meßspule	40	45	84
Pitch [ $\mu\text{m}$ ]	5.2	10.4 / 5.2	15.3

Tab. 2.5: Sensortypen

Die Tabelle enthält die relevanten geometrischen Daten der 3 Sensortypen. In Abb. 2.38 sind die 3 Typen schematisch dargestellt.

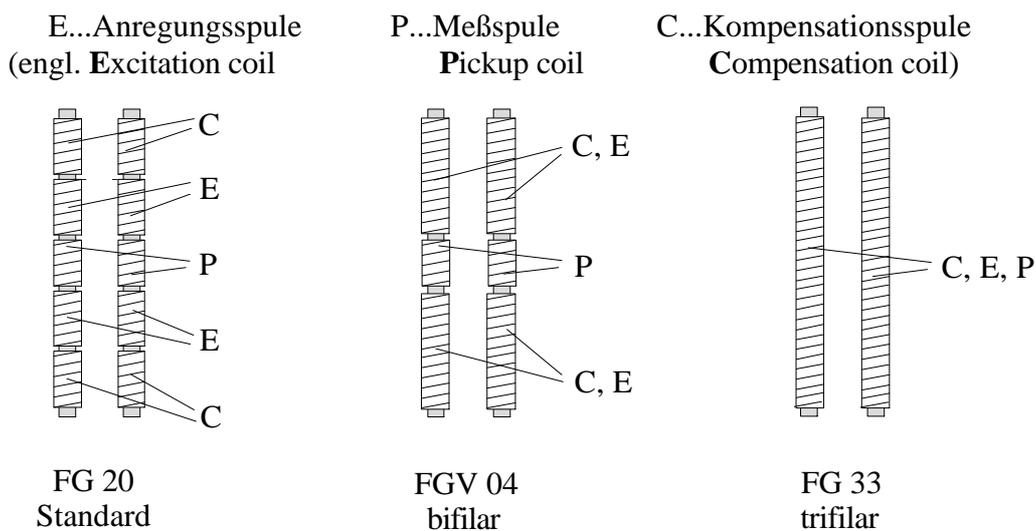


Abb. 2.38: Sensortypen

Zuerst erfolgte die Analyse der Sensortypen im unkompenzierten Betrieb. Zur Gewinnung der Sensorkennlinien wurde mittels FEM-Simulationen der von der Meßspule umfaßte Fluß  $\Phi_{\text{col}}$  für verschiedene (Gleich-) Ströme in der Anregungsspule  $I_{\text{Exc}}$  für unterschiedliche von außen angelegte Felder  $H_0$  berechnet, so daß sich ein zweidimensionales Kennfeld

$$\Phi_{\text{col}} = \Phi_{\text{col}}(H_0, I_{\text{Exc}}) \quad (2.125)$$

ergibt. Abb. 2.39 zeigt einen Ausschnitt eines solchen Feldes für den FGV04 mit Materialkennlinie A.

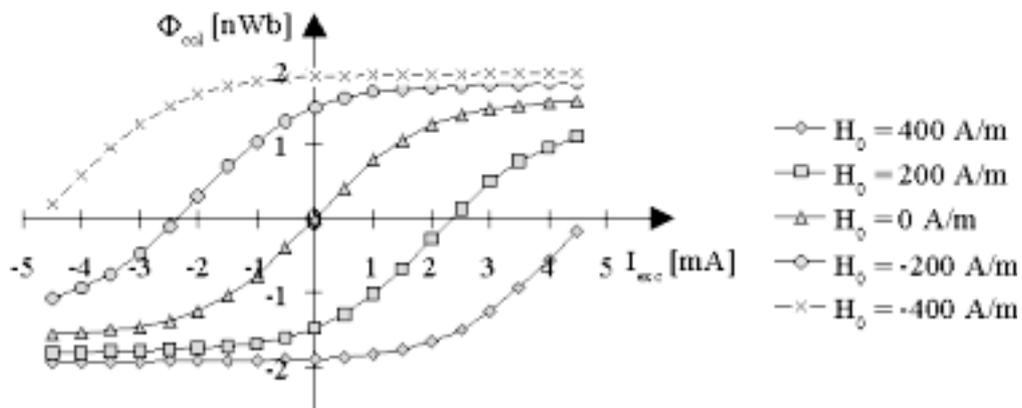


Abb. 2.39: Von Meßspule umfaßter Fluß

Zur Berechnung der typischen Sensorkennlinien wird das Kennlinienfeld zunächst einer Splineinterpolation unterworfen. Dieser Spline wird mit einer sinusförmigen Zahlenfolge, die entsprechend Abb. 2.40 a) 4 volle Schwingungen auf 2049 Stützstellen (2048 + 1 wegen Differenzbildung) enthält, gefaltet.

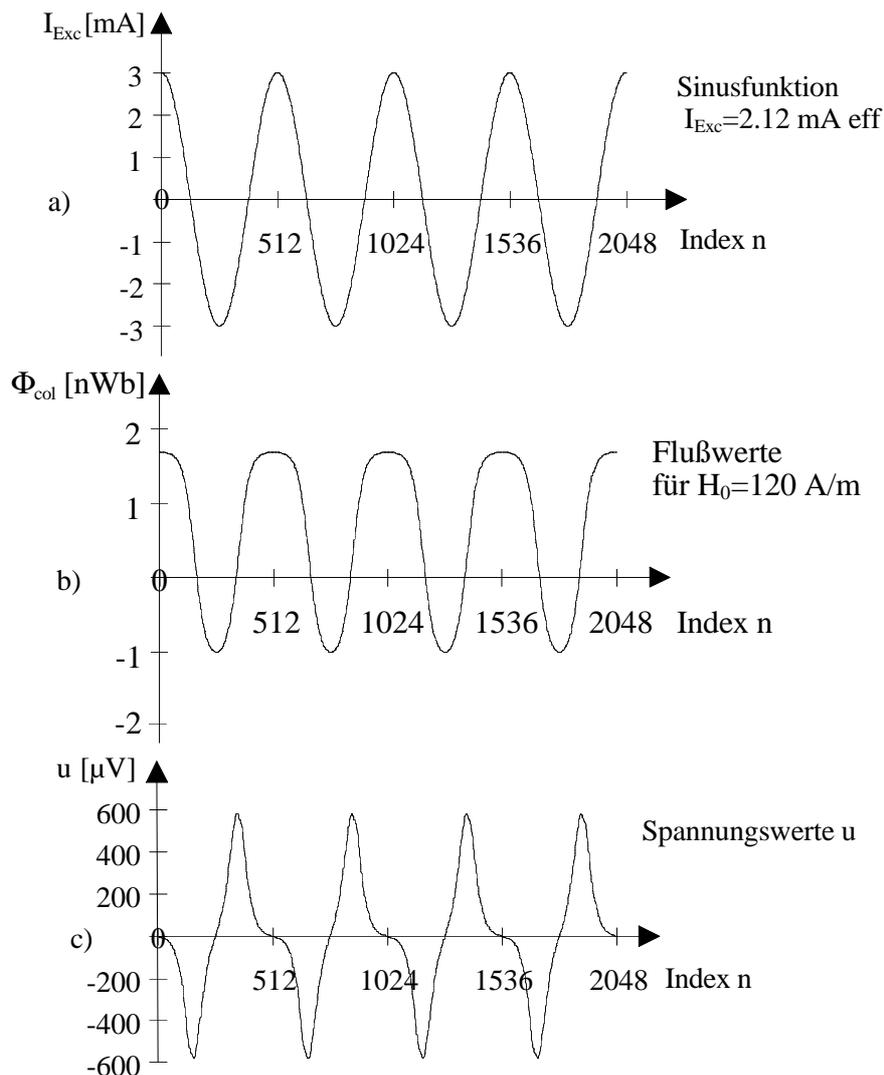


Abb. 2.40: Signalentstehung

Eine Schwingung umfaßt damit 512 Stützstellen. Die Zeit  $T$  zwischen zwei Stützstellen (Abtastzeit) berechnet sich bei 20 kHz Anregungsfrequenz damit zu

$$T = \frac{1}{512 \cdot 20000} \text{ s} = 9.7656 \cdot 10^{-8} \text{ s}. \quad (2.126)$$

Nach der Faltung ergibt sich die Folge der Flußwerte, z.B. für  $H = 0.12 \text{ kA/m}$  in Abb. 2.40 b) dargestellt. Die Approximation des Differentialquotienten zur Berechnung der Spannung  $u$  an der Meßspule (Abb. 2.40 c)), erfolgt durch einen Differenzenquotienten

$$u = \frac{d\Phi_{\text{col}}}{dt} \approx \frac{\Phi_{\text{col}}(n) - \Phi_{\text{col}}(n-1)}{T}. \quad (2.127)$$

Nun sind aus diesen Spannungswerten im Zeitbereich die Frequenzkomponenten zu berechnen. Zuvor kann die Folge der Spannungswerte mit einem Hanning-Fenster gefaltet werden, um das Gibbsche Phänomen zu unterdrücken /KRO 91/. Allerdings sind die Werte der Kurve aus Bild 14 an den Rändern sehr klein, so daß die Maßnahme hier nicht nötig ist. Auf diese Zahlenfolge wird nun der DFT- bzw. wegen  $N=2048$  der FFT-Algorithmus nach /KAM 89/, /KRO 91/ angewendet.

$$U(k) = \sum_{n=0}^{N-1} u(n) \cdot e^{-j2\pi kn/N} \quad (2.128)$$

Dabei ist

$N = 2048$  der Umfang der Stichprobe

$T = 9.7656 \cdot 10^{-8} \text{ s}$  die Abtastzeit  $F = \frac{1}{T} = 10.24 \text{ MHz}$  die Abtastfrequenz

$T_0 = N \cdot T = 2 \cdot 10^{-4} \text{ s}$  die Beobachtungszeit  $F_0 = \frac{1}{T_0} = 5 \text{ kHz}$  die Beobachtungsfrequenz

Wegen  $F_{2f} = 40 \text{ kHz} = 8 F_0$  entspricht oberflächlich betrachtet  $U(8)$  der gesuchten Frequenzkomponente. Allerdings ist bei der Berechnung des Sensorsignals mit der DFT noch zu beachten, daß sich eine diskrete Cosinusschwingung der Frequenz  $F_{2f} = 40 \text{ kHz} = 8 F_0$  aus zwei komplexen Schwingungen zusammensetzt

$$\cos\left(\frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}\right) = \frac{e^{j\frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}} + e^{-j\frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}}}{2} \quad (2.129)$$

und demnach bei der Rücktransformation der gesuchten Frequenzkomponente in den Zeitbereich gemäß

$$u(n) = \frac{1}{N} \sum_{k=0}^{N-1} U(k) \cdot e^{j2\pi kn/N} \quad (2.130)$$

folgt

$$A_{2f} \cos\left(\frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}\right) = \frac{U(8) \cdot e^{j \frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}} + U(2040) \cdot e^{-j \frac{8n \cdot 2 \cdot \pi}{N}}}{2048} . \quad (2.131)$$

Folglich ist auch  $U(-8)=U(2040)$  Teil der spektralen Darstellung von  $U_{2f}$ . Beide Werte sind konjugiert komplex. Beachtet man weiter, daß

$$(a + j \cdot b) \cdot e^{jx} + (a - j \cdot b) \cdot e^{-jx} = 2 \cdot a \cdot \cos(x) - 2 \cdot b \cdot \sin(x) = 2 \cdot \sqrt{a^2 + b^2} \cdot \cos(x + \varphi), \quad (2.132)$$

erhält man schließlich

$$A_{2f} = \frac{\text{abs}(U(8))}{1024} . \quad (2.133)$$

Der Effektivwert  $u_{2f}$  der gesuchten Sensorausgangsspannung  $U_{2f}$  ergibt sich folglich zu

$$u_{2f} = \frac{\text{abs}(U(8))}{\sqrt{2} \cdot 1024} . \quad (2.134)$$

Mit diesem Verfahren wurden die Empfindlichkeits- und Arbeitspunktkennlinien für die einzelnen Spulenkonfigurationen und die Materialkennlinien A und B berechnet. Abb. 2.41 zeigt die Empfindlichkeitskennlinie des FG 20 simuliert mit den Materialkennlinien A und B verglichen mit einer Meßkurve.

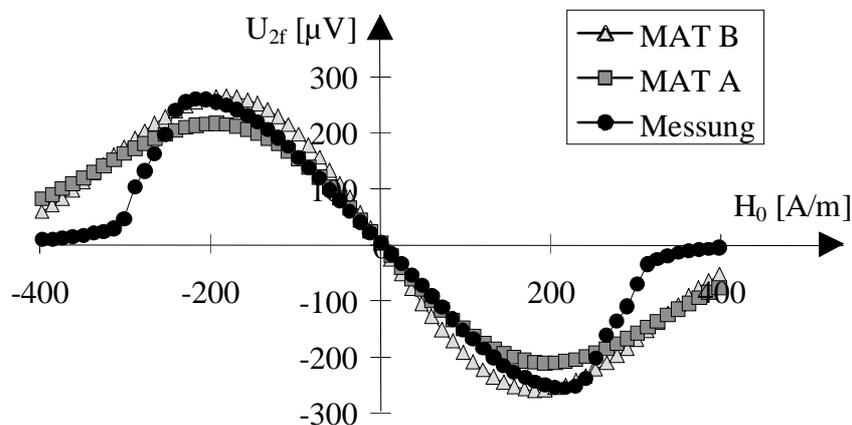


Abb. 2.41: Messung und Simulation Empfindlichkeitskennlinie FG 20

Mit Materialkennlinie B sind somit realitätsnahe Simulationen möglich. Die Abweichungen für große Feldwerte sind auf die Vernachlässigung der Hysterese bei der Kennlinienapproximation zurückzuführen. Den Einfluß der unterschiedlichen Spulenkonfigurationen auf die Empfindlichkeitskennlinie zeigt Abb. 2.42 für die Simulation und für die entsprechenden Messungen.

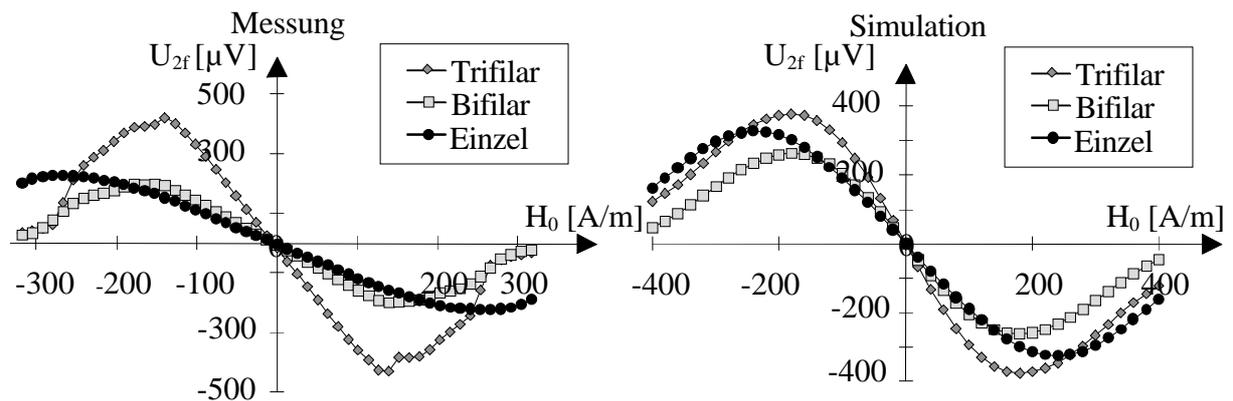


Abb. 2.42: Messung und Simulation Empfindlichkeitskennlinien der 3 Spulenkonfigurationen

Hauptziel war jedoch die Simulation des Sensors im für das Mikrosystem relevanten kompensierten Betrieb. Die Berechnung der Kompensationskennlinie erfordert die Kompensation des angelegten Meßfeldes  $H_0$  durch den Kompensationsstrom  $I_{\text{Comp}}$ . Dazu kann man die inverse Sensorempfindlichkeit im kompensierten Betrieb bzw. den Kompensationsfaktor im homogenen Feld  $H_0$  zu

$$K_H = \left. \frac{H_0}{I_{\text{Comp}}} \right|_{B_{\text{Kern}}=0} \quad (2.135)$$

oder dem angelsächsischen Sprachraum angepaßt bezogen auf die homogene Flußdichte  $B_0$  zu

$$K_B = \left. \frac{B_0}{I_{\text{Comp}}} \right|_{B_{\text{Kern}}=0} \quad (2.136)$$

definieren.

Zunächst wurde zur Berechnung von  $K_H$  bzw.  $K_B$  mittels eines Suchverfahrens im FEM-System ANSYS für MAT A die Stromstärke ermittelt, bei der der von der Meßspule umfaßte Fluß  $\Phi_{\text{col}}$  für ein gegebenes Feld  $H_0$  verschwindet. Abb. 2.43 zeigt das Ergebnis dieser Rechnung für den FG 20.

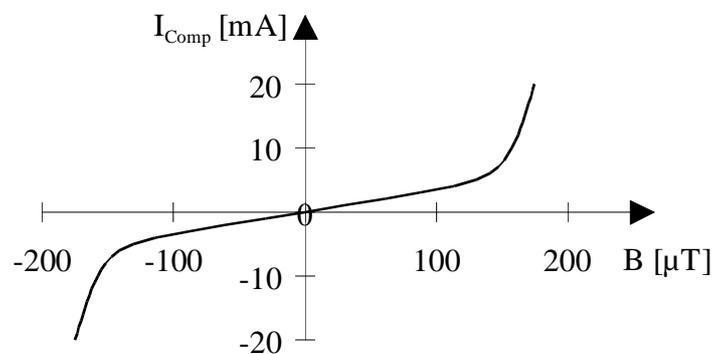


Abb. 2.43: Kompensationsverhalten FG 20

Die Kennlinie zeigt das typische Verhalten hinsichtlich der Begrenzung des Meßbereiches beim FG 20. Die Feldverläufe in Abb. 2.44 zeigen, daß das Sättigungsverhalten unter der Kompensationsspule für große Kompensationsströme ( $I_{\text{Comp}} > 3 \text{ mA}$ ) Ursache für dieses Verhalten ist.

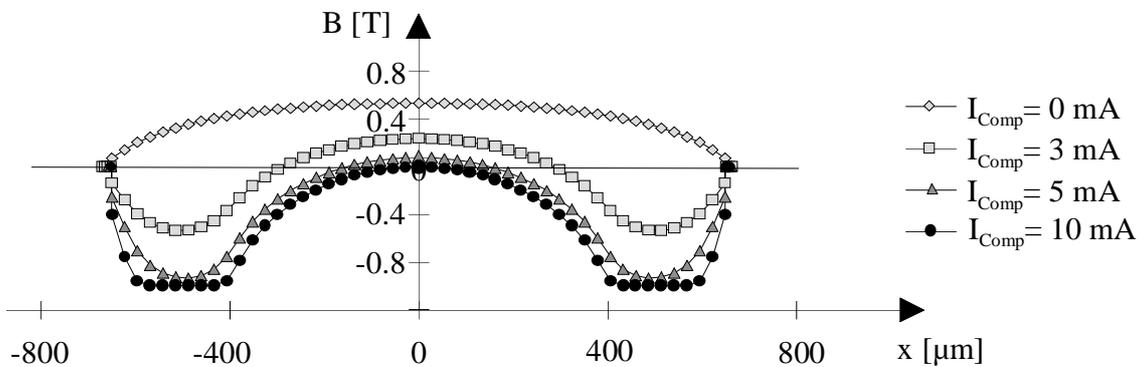


Abb. 2.44: Flußdichte entlang der Kernachse,  $H_0=120 \text{ A/m}$  aus FEM-Simulation

Die Sättigung unter der Kompensationsspule begrenzt den Fluß unter der Meßspule nach Abb. 2.45 und die Gegeninduktivität  $M_{\text{PK}}$  bezüglich der Meßspule sinkt entsprechend Abb. 2.46 und führt zu der unerwünschten Nichtlinearität im Kompensationsverhalten.

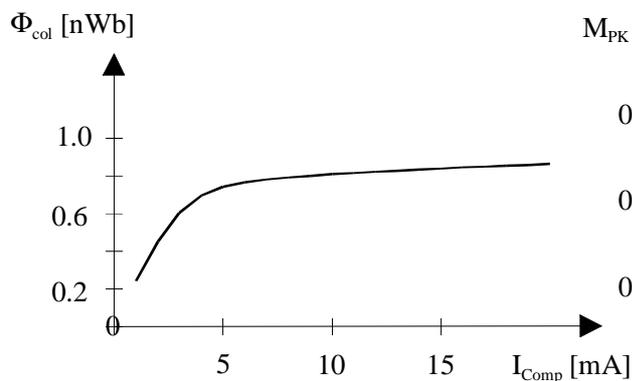


Abb. 2.45: Fluß unter Meßspule

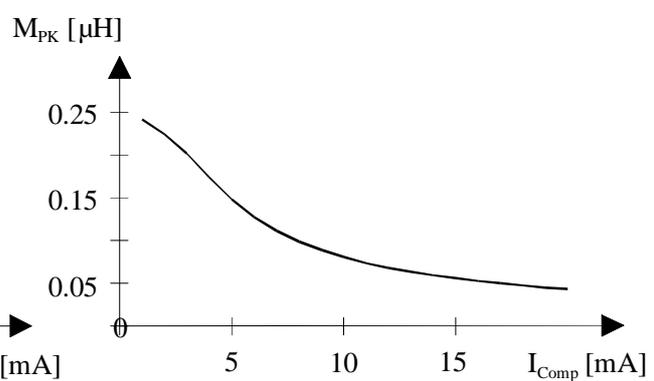


Abb. 2.46: Abhängigkeit  $M_{\text{PK}}$  von  $I_{\text{Comp}}$

Die Berechnung des Kompensationsfaktors im linearen Teil der Kennlinie in Abb. 2.43 führte noch zu erheblichen Abweichungen von den gemessenen Werten. Deshalb wurde für  $I_{\text{Comp}} = 2 \text{ mA}$  und dem der Bedingung  $\Phi_{\text{col}} = 0$  genügenden Feld  $H_0 = 48.56 \text{ A/m}$  die Spannung an der Meßspule durch zusätzliches Einschalten von Anregungsströmen nach dem vorn beschriebenen Verfahren berechnet zu  $11,1 \mu\text{V}$ . Abb. 2.47 zeigt die zugehörige  $\Phi_{\text{col}}(I_{\text{Exc}})$ -Kennlinie für den Fall  $I_{\text{Comp}} = 2 \text{ mA}$  mit  $H_0 = 48.56 \text{ A/m}$  verglichen mit dem Fall  $I_{\text{Comp}} = 0 \text{ mA}$  mit  $H_0 = 0 \text{ A/m}$ .

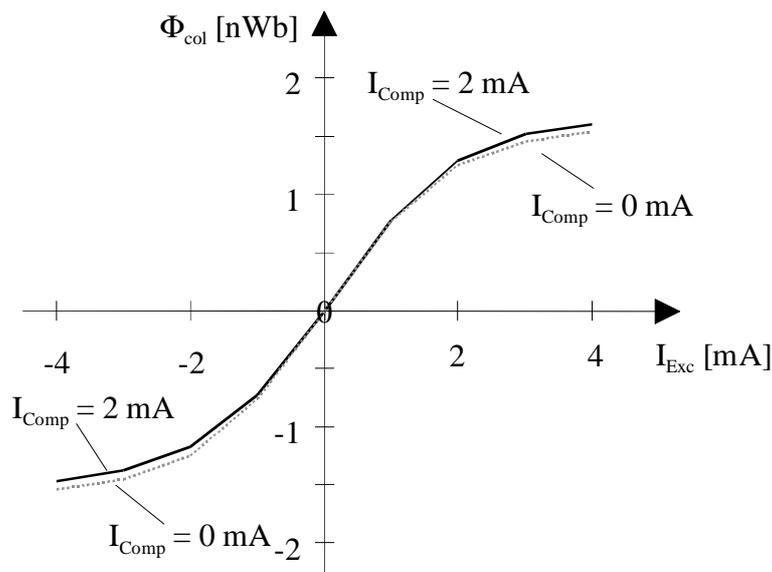


Abb. 2.47: Vergleich  $\Phi_{\text{col}}$  vs.  $I_{\text{Exc}}$  für  $I_{\text{Comp}} = 0 \text{ mA}$  und  $I_{\text{Comp}} = 2 \text{ mA}$

Obwohl beide Kennlinien der Bedingung  $\Phi_{\text{col}} = 0$  genügen, ist die Unsymmetrie der Kennlinie für  $I_{\text{Comp}} = 2 \text{ mA}$  Ursache für das Auftreten einer Signalspannung  $U_{2f} \neq 0$ . Zur Erfüllung des Kriteriums  $U_{2f} = 0$  wurden für  $H_0 = 48.56 \text{ A/m}$  und verschiedene  $I_{\text{Comp}}$  die  $\Phi_{\text{col}}(I_{\text{Exc}})$ -Kennlinie sowie die zugehörigen  $U_{2f}$  berechnet und durch Interpolation der Kompensationsstrom  $I_{\text{Comp}} = 1.67 \text{ mA}$  gefunden, für den die Signalspannung  $U_{2f}$  verschwindet.

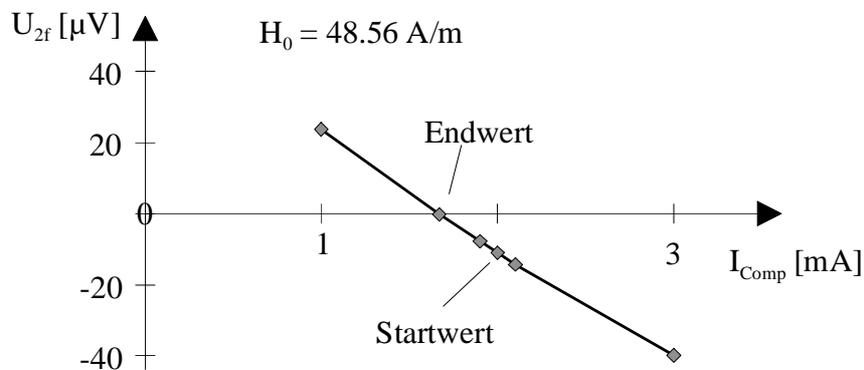


Abb. 2.48: Iterative Bestimmung von  $I_{\text{Comp}}$  mit  $U_{2f} = 0$

Betrachtet man für die Kriterien  $\Phi_{\text{col}} = 0$  und  $U_{2f} = 0$  die Feldverläufe  $B(x)$  nach Abb. 2.49 im Kern, wird deutlich, daß das zu messende Feld bei  $I_{\text{Comp}} = 1.67 \text{ mA}$  nicht an der Meßspule kompensiert wird, sondern im Bereich der Anregungsspulen, da dort die Sättigung des Kernes durch den Anregungsstrom und damit der Fluxgate-Effekt (Modulation) stattfindet. Mathematisch formuliert heißt das

$$K_B = \frac{B_0}{I_{\text{Comp}}} \Big|_{B_{\text{Kern}}=0} \neq \frac{B_0}{I_{\text{Comp}}} \Big|_{U_{2f}=0} \quad (2.137)$$

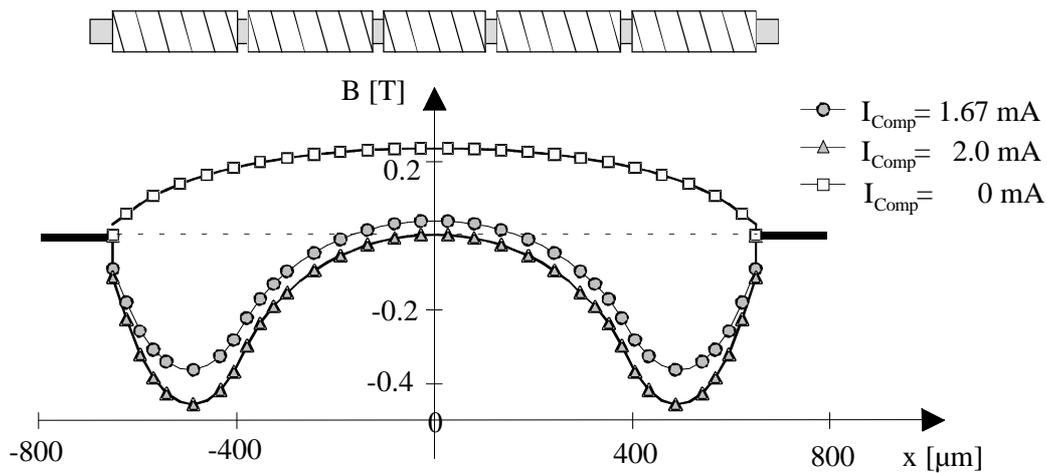


Abb. 2.49: Feldverlauf für  $H_0 = 120 \text{ A/m}$  und unterschiedliche  $I_{\text{Comp}}$

Folglich ist hier zur Berechnung der Kompensationskennlinie die Bedingung  $U_{2f} = 0$  zu erfüllen. Eine Verbesserung der Kompensationskennlinie läßt sich mit den bifilaren (FGV04) und trifilaren (FG 33) Spulenkonfigurationen erreichen. Dabei wird die Gegeninduktivität  $M_{\text{PK}}$  bezüglich der Kernmitte größer und die Eigeninduktivität  $L_k$  sinkt, so daß die Sättigungseffekte erst bei größeren Strömen auftreten.

Die Berechnung der Arbeitspunkt- und Empfindlichkeitskennlinien erfolgt wie beim FG20. Numerisch bietet die bifilare bzw. trifilare Wicklung den Vorteil, daß durch die jeweils identische Anordnung von Kompensations- und Anregungsspule zum Kern Kompensationsstrom  $I_{\text{Comp}}$  und Anregungsstrom  $I_{\text{Exc}}$  additiv in einer Spule bei der Berechnung überlagert werden können. Damit kann das Kennfeld  $\Phi_{\text{col}}(I_{\text{Exc}}, H_0)$  von den Empfindlichkeits- und Arbeitspunktkennlinien als  $\Phi_{\text{col}}(I_{\text{Exc}} + I_{\text{Comp}}, H_0)$  auch für die Berechnung der Kompensationskennlinien verwendet werden.

Die aufwendige Berechnung beim FG 20, die für jedes externe Feld  $H_0$  bei der iterativen Bestimmung des zugehörigen Kompensationsstromes für jeden  $I_{\text{Comp}}$  jeweils die Berechnung einer  $\Phi_{\text{Col}}(I_{\text{Exc}})$ -Kennlinie mittels FEM erforderte und somit auch nur die Berechnung weniger Punkte der Kennlinie zuließ, ist nun unnötig. Die Bestimmung des zu einem Feld  $H_0$  gehörenden Kompensationsstromes  $I_{\text{Comp}}$  erfolgt mittels eines Suchverfahrens im  $\Phi_{\text{col}}(I_{\text{Exc}} + I_{\text{Comp}}, H_0)$ -Kennfeld nach dem in Abb. 2.50 angegebenen Schema.

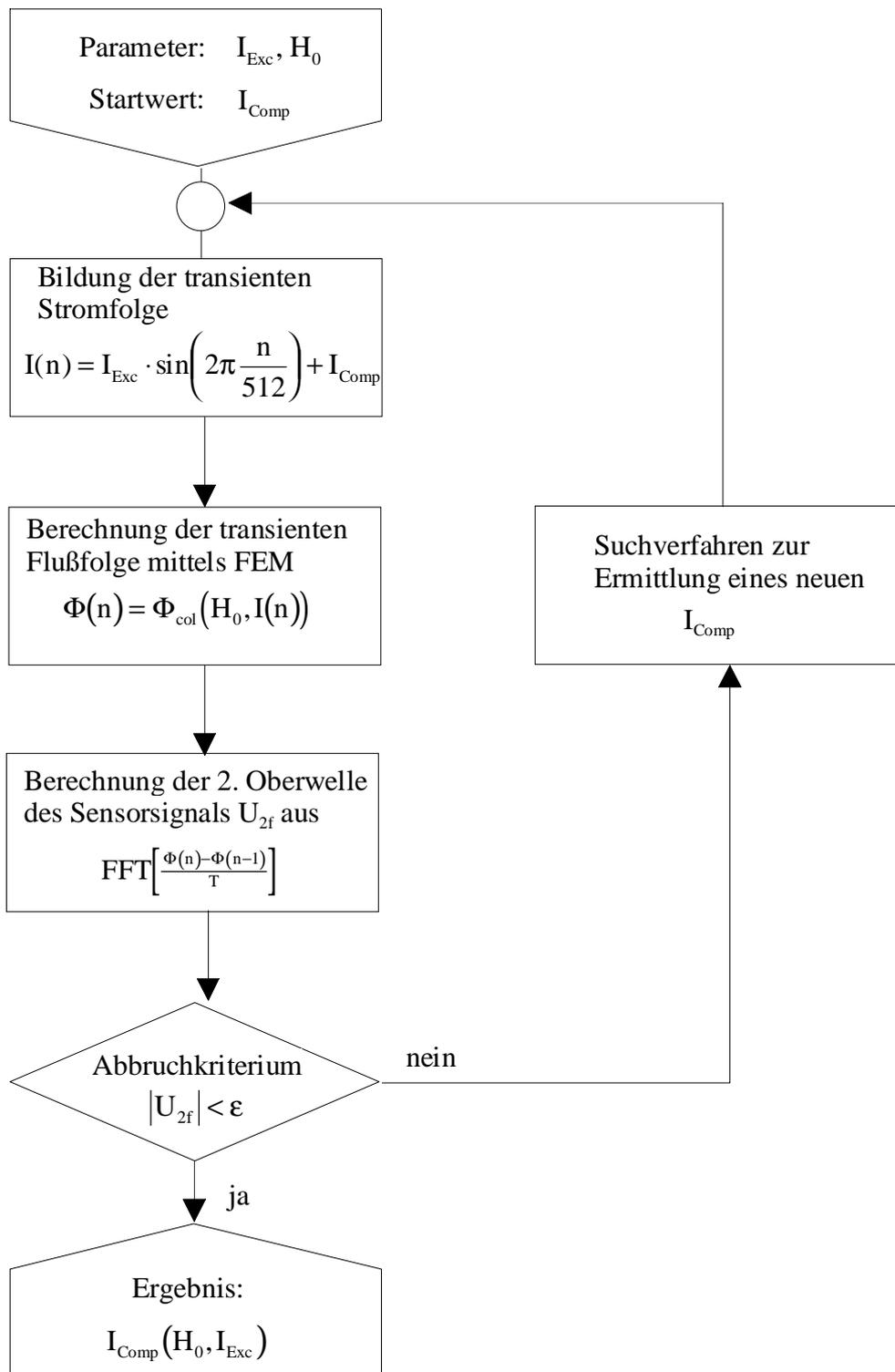


Abb. 2.50: Prinzip der Simulation des Sensorverhaltens im kompensierten Betrieb

Damit ist die Untersuchung der Linearität der Kennlinien möglich. Abb. 2.51 zeigt, daß die bifilare Spulenkonfiguration im Gegensatz zur trifilaren zu einer Nichtlinearität der  $I_{\text{Comp}}(H_0)$ -Kennlinie führt.

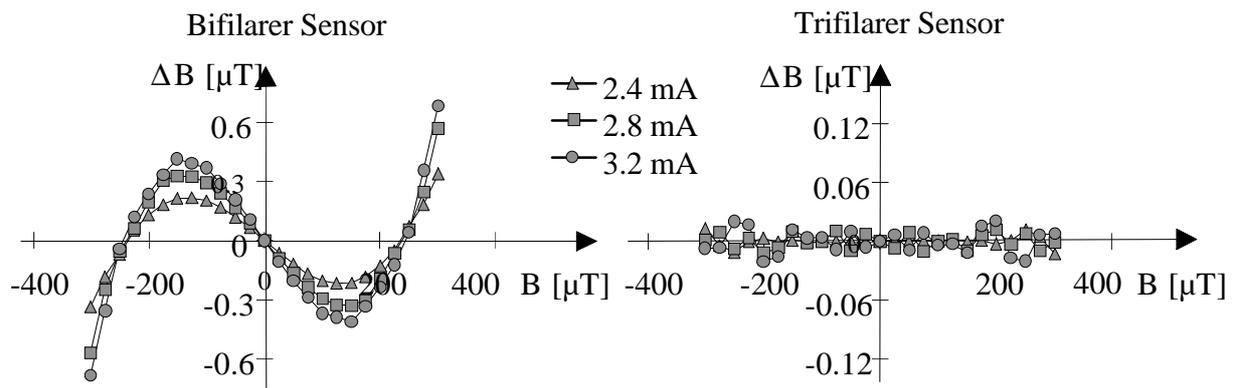


Abb. 2.51: Simulierte Abweichung als Funktion für verschiedene Anregungsströme

Die Größe  $\Delta B$  beschreibt dabei die Abweichung des vom Sensor gemessenen Feldes  $B_{\text{Mess}}$  vom tatsächlich am Sensor anliegendem Feld  $B$  für eine unkorrigierte, linear interpolierte Sensor-kennlinie.

$$\Delta B = B_{\text{Mess}} - B_0 \quad (2.138)$$

Die Ursache dieses Verhaltens der Sensorkennlinie kann durch Betrachtung der Feldverläufe im Kern für den Kompensationsfall gefunden werden.

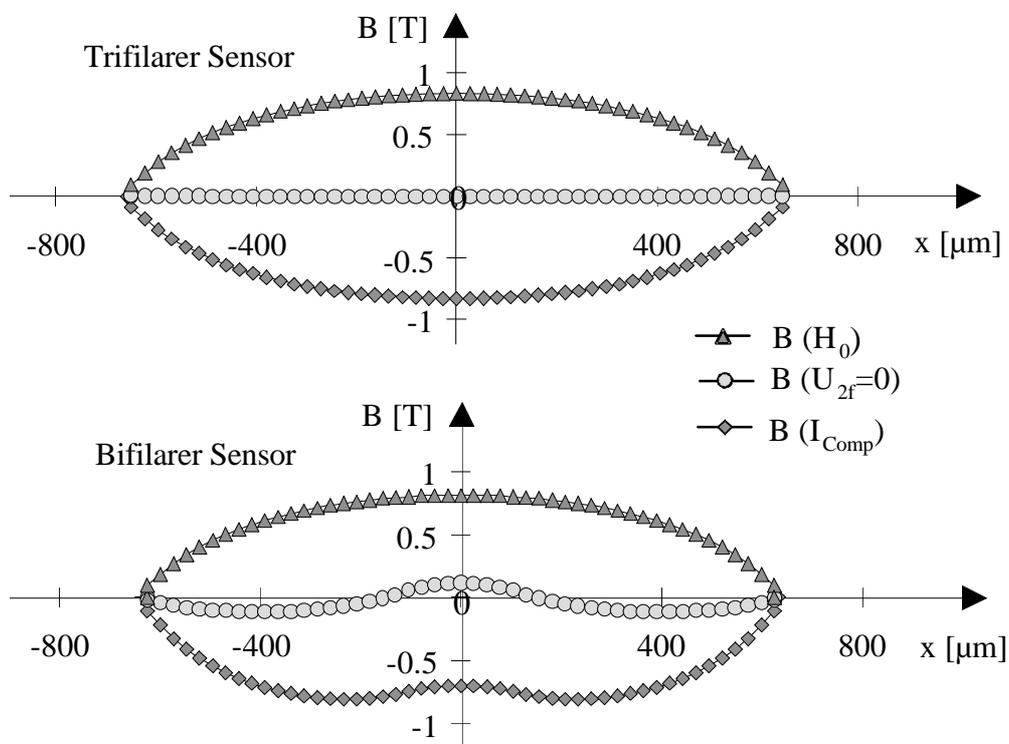


Abb. 2.52: Feldverläufe bei Kompensation

Beim trifilaren Sensor wirkt das Feld des Stromes in der Kompensationsspule im gesamten Kern gleichmäßig dem durch das Meßfeld hervorgerufenen Feld im Kern entgegen, da Kom-

pensionsstrom  $I_{\text{Comp}}$  und Meßfeld  $H_0$  zu einem identischen Feldverlauf im Kern führen. Es gilt:

$$K_B = \frac{B_0}{I_{\text{Comp}}} \Big|_{B_{\text{Kern}}=0} = \frac{B_0}{I_{\text{Comp}}} \Big|_{U_{2f}=0} \quad (2.139)$$

Beim bifilaren Sensor wird im Bereich der Meßspule das Meßfeld nicht homogen kompensiert, da Kompensationsstrom  $I_{\text{Comp}}$  und Meßfeld  $H_0$  zu unterschiedlichen Feldverläufen im Kern führen. Aufgrund der Nichtlinearität der Materialkennlinie  $B(H)$  ist eine gleichmäßige Kompensation durch die Anordnung der integrierten Spulen im gesamten Kern Voraussetzung für eine lineare Sensorkennlinie.

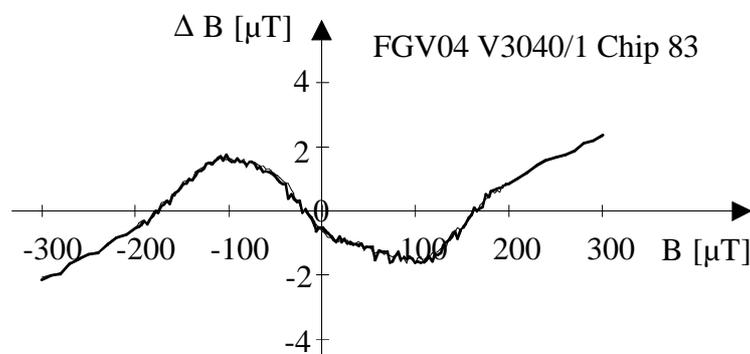


Abb. 2.53: Abweichung als Funktion des Feldes für den bifilaren Sensor (Messung)

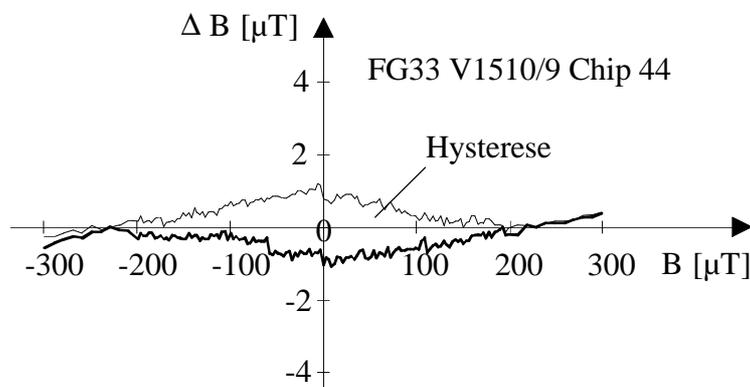


Abb. 2.54: Abweichung als Funktion des Feldes für den trifilaren Sensor (Messung)

Abb. 2.53 bestätigt meßtechnisch das Ergebnis der Simulation der Nichtlinearität für den bifilaren Sensor. Allerdings zeigt die Kennlinie des trifilaren Sensors ( Meßspule über den ganzen Kern gewickelt) nach Abb. 2.54 zwar keine Nichtlinearität wie der bifilare Sensor, dafür aber ein ausgeprägtes Hystereseverhalten (schwarze Kurve für ansteigendes Feld  $B$ , graue Kurve für fallendes Feld  $B$ ). In Abb. 2.53 überlagern sich im Gegensatz dazu die Verläufe für ansteigendes und fallendes Feld  $B$  nahezu. Hier sind die Grenzen der Simulation mit dem FEM-Paket ANSYS erreicht, da nun den einzelnen Gitternetzpunkten zusätzlich das Hystereseverhalten und damit auch eine zusätzliche Zustandsvariable zugeordnet werden müßte. Zur Erfassung und Lösung dieses Problems sei daher auf den nächsten Abschnitt verwiesen.

Ein weiterer, für die Temperaturstabilität der Sensoreigenschaften wichtiger Effekt, ist die Abhängigkeit des Kompensationsfaktors der Sensoren vom Anregungsstrom. Wegen der Temperaturabhängigkeit des Widerstandes der Anregungsspulen muß mit einer Veränderung über den spezifizierten Temperaturbereich gerechnet werden. Abb. 2.55 zeigt anhand der Gegenüberstellung von Messung und Simulation für bifilaren und trifilaren Sensor für dieses Phänomen die Leistungsfähigkeit des Simulationstools und die Überlegenheit der trifilaren Wicklung.

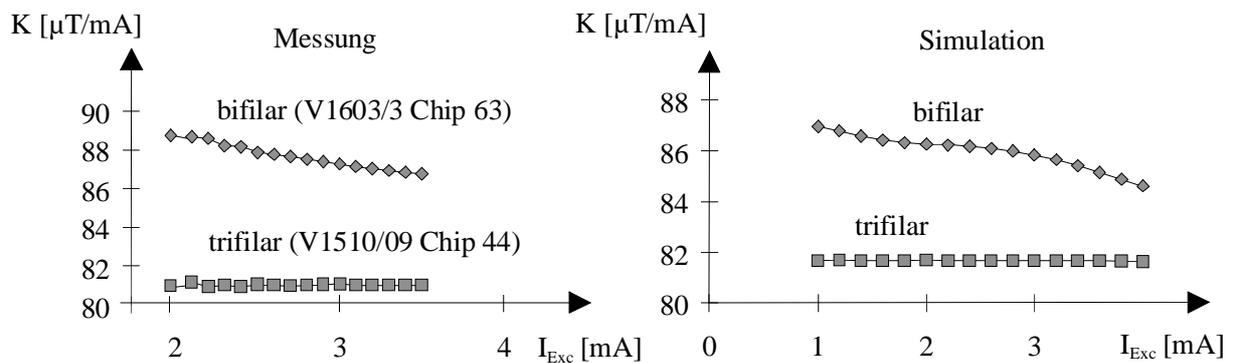


Abb. 2.55: Abhängigkeit des Kompensationsfaktors vom Anregungsstrom  $I_{\text{Exc}}$