

Störfestigkeitsprüfung von Netzschutzeinrichtungen mit passiven Kleinsignalwandlern

Electromagnetic Immunity Test of Power Grid Protection Equipment with Passive Low Power Instrument Transformers

Ch. Suttner¹, W. Ebbinghaus², S. Tenbohlen¹

Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik (IEH), Universität Stuttgart¹

ABB AG, EPMV-E, Ratingen²

christian.suttner@ieh.uni-stuttgart.de

Kurzfassung

Die im Rahmen der Energiewende zunehmende Komplexität der Verteilnetztopologien mit dezentraler Einspeisung und wechselnden Lastflussrichtungen führt zu veränderten Anforderungen bei der Schutztechnik. Um eine hohe Selektivität beim Netzschutz zu gewährleisten, werden flächendeckend kostengünstige und flexible Messstellen zur Strom- und Spannungsmessung benötigt. Daher werden vor allem in den unteren Verteilnetzebenen anstelle klassischer Wandler häufig passive Kleinsignalwandler eingesetzt. Diese bieten neben geringem Bauraum und niedrigen Kosten eine hohe Linearität und Dynamik und sind vergleichsweise einfach in bestehenden Installationen nachrüstbar. Aufgrund der speziellen technischen Eigenschaften der passiven Kleinsignalwandler ergeben sich im Vergleich zur konventionellen Wandlertechnik signifikante Unterschiede im Koppelpfad und bei der Senkenimpedanz.

In diesem Beitrag werden die für die elektromagnetische Störfestigkeit relevanten Unterschiede zwischen konventionellen Stromwandlern und passiven Kleinsignalwandlern vorgestellt. Anhand von Messungen wird untersucht wie sich diese auf die Störspannung am IED-Eingang auswirken. Anschließend wird das genormte Prüfverfahren nach IEC 60255-26 [1] vorgestellt und die Anforderungen bei der Prüfung mit denen während Schalthandlungen im Realbetrieb verglichen. Die Defizite des bisherigen Verfahrens werden aufgezeigt. Auf Basis dieser Erkenntnisse wird ein Vorschlag für eine Prüfung mit einem alternativen Koppelnetzwerk gemacht, bei der die real auftretenden Störgrößen wesentlich besser nachgebildet werden.

Abstract

The increasing complexity of distribution network topologies with decentralized power generation and changing load flow directions is leading to changes in the requirements for protection technology. Low-cost and flexible measuring devices for current and voltage measurement are required in order to ensure a high selectivity in network protection. Therefore, passive low power instrument transformers are often used instead of conventional inductive instrument transformers, especially in the lower levels of the distribution network. Those require few installation space at very low production costs, offer high linearity and dynamics and can be retrofitted rather easily in existing installations.

Due to the special technical characteristics of these instrument transformers, there are also significant differences in the coupling path for electromagnetic disturbances, as well as in the sink impedance. This paper presents the differences between conventional CTs and passive LPITs relevant for electromagnetic immunity. Measurements are utilized to show how this affects the disturbance voltage at the IED input. Subsequently, the standardized test procedure according to IEC 60255-26 is presented and the requirements of the test are compared with those during switching operations in real operation. The deficits of the previous method are shown. On the basis of these findings, a proposal for a test with an alternative coupling network is made, in which the real occurring disturbances are simulated much better.

1 Einleitung

In Mittelspannungsschaltanlagen kommt es bei Schalt-handlungen in den Primärkreisen zu Vor- und Rückzündungslichtbögen, die transiente Überspannungen mit kurzen Anstiegszeiten zur Folge haben. Diese breitbandigen Transienten koppeln auf die Niederspannungsseite über und wirken dort auf die elektronischen Schutz- und Steuereinheiten (engl. intelligent electronic devices, kurz: IEDs) ein. Um das Risiko einer Fehlfunktion des Netzschutzes zu minimieren sind für die analogen Eingänge eines IEDs spezielle Typprüfungen vorgesehen. Durch die zunehmende Verbreitung von elektronischen Messwandlern nach IEC 60044-8 [2], wie z.B. Rogowski-Sensoren, ergeben sich jedoch Unsicherheiten in Bezug auf das genormte Prüfverfahren. Anhand von Messungen wird gezeigt wie sich bauartbedingte Streukapazitäten zum Primärleiter, unterschiedliche Leitungslängen in der Sekundärverdrahtung, sowie verschiedene Senkenimpedanzen auf die Störspannung am IED-Eingang auswirken.

Anschließend werden das genormte Prüfverfahren und die Probleme bei dessen Anwendung auf IEDs mit elektronischen Messwandlern beschrieben. Es wird ein alternatives Prüfverfahren vorgeschlagen, das die reale Beanspruchung für die hochohmigen Eingänge besser nachbildet. Die Vergleichbarkeit der Störpegel bei der vorgeschlagenen EMV-Prüfung und dem realem Schaltanlagenbetrieb wird dabei im Zeit- und Frequenzbereich bewertet.

1.1 Neue Wandlerkonzepte

Bei konventionellen CTs bestimmt sich der Sekundärstrom $i_2(t)$ aus dem Verhältnis der Windungszahlen von Primär- und Sekundärspule, sowie aus dem Primärstrom $i_1(t)$. Beim Rogowski-Sensor ist die Ausgangsgröße die Spannung $u^s(t)$ über dem Messwiderstand R_M , welche die zeitliche Ableitung des Primärstromes darstellt. Ein sinusförmiges Signal erfährt dabei eine Phasenverschiebung von $\varphi = 90^\circ$. Durch Integration des Signals wird die Phasenverschiebung kompensiert und ein skaliertes Abbild des Primärstromes gewonnen.

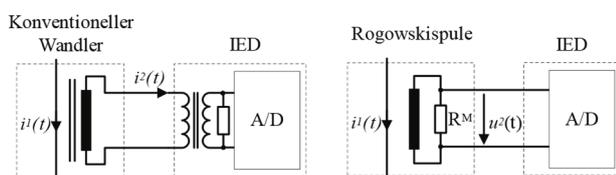


Bild 1 Prinzipien konv. CT und Kleinsignalwandler

Der passive Kleinsignalwandler kann keine große Signalleistung übertragen, die von heutigen digitalen Schutzgeräten jedoch ohnehin nicht benötigt wird. Dadurch ergeben sich im Betrieb einige Vorteile: Die Kosten reduzieren sich ebenso wie der benötigte Bauraum, der Verdrahtungsaufwand und die Abwärme. Letzteres ist vor allem in gasisolierten, gekapselten Anlagen von großer Bedeutung. Rogowski Sensoren und ohmsche bzw. kapazitive Spannungssensoren sind durch den Wegfall der magnetischen

Hysterese zudem unempfindlich gegen Sättigungs- und Ferroresonanzeffekte. Anders als konventionelle induktive Wandler vereinen sie dadurch auch eine hohe Messgenauigkeit mit einer großen Eingangsdynamik [3]. Bei einer falschen Bebürdung der Sekundärklemmen hat sich außerdem die Gefahr des Auftretens gefährlicher Berührspannungen oder der Zerstörung des Wandlers gegenüber der konventionellen Technik deutlich reduziert [4].

Aufgrund dieser Eigenschaften sind passive Kleinsignalwandler vor allem für Applikationen geeignet, in denen der Bedarf komplexer Schutzfunktionen mit begrenztem Installationsraum und hohem Kostendruck in Einklang gebracht werden muss.

1.2 Unterschiede aus EMV-Sicht

1.2.1 Streukapazität zum Primärleiter

Der Koppelpfad von Schaltstörgrößen auf die Sekundärtechnik ist vorwiegend kapazitiv und durch die parasitäre Streukapazität zwischen Wandler und Primärleiter bestimmt [5]. Bei Kleinsignalwandlern ist diese aufgrund der kleineren Abmessungen und einer häufig vorhandenen metallischen Gehäuseabschirmung i.d.R. deutlich geringer.

1.2.2 Signalleitungen

Während konventionelle Wandler meist über ungeschirmte Einzeladern angeschlossen werden ist die Sekundärverdrahtung bei Kleinsignalwandlern als geschirmtes twisted pair Kabel ausgeführt. Der Kabelschirm reduziert außer der gestrahlten Störgrößeneinkopplung aufgrund seiner Streukapazität zu den Signaladern auch die leitungsgebundenen Störgrößen.

1.2.3 Senkenimpedanz

Kleinsignalwandler besitzen im Gegensatz zu konventionellen Wandlern eine sehr hochohmige Nennbürde. In Verbindung mit der Anforderung einer phasentreuen Abbildung des Primärstromes ergeben sich dadurch Restriktionen bezüglich der Auslegung des Eingangsfilters. Die frequenzabhängige Senkenimpedanz ist – anders als bei konventionellen Wandlern – i.d.R. größer als die Quell- und Koppelimpedanz der Störgröße, was bei gleichem Störstrom zu einer größeren Störspannung am Eingang führt.

1.2.4 Signalverarbeitung

Rogowski Sensoren weisen bei hochohmiger Bebürdung kein selbstintegrierendes Verhalten auf (vgl. Abschnitt 1.1). Am nachgeschalteten Integrierer können transiente Signalverläufe u.U. zu Einschwingvorgängen führen die mit einer Funktionsbeeinträchtigung einhergehen können.

2 Untersuchung von Schaltstörgrößen

Die Bauform des Kleinsignalwandlers, sowie dessen Einbauort in der Schaltanlage haben maßgeblichen Einfluss auf die Streukapazität zwischen den Mittelspannungskreisen und der Sekundärseite. Kompakte Abmessungen, eine metallische Gehäuseschirmung, bzw. die Montage im Feldschatten einer Gasraumdurchführung führen zu kleinen Koppelkapazitäten und einer großen Koppelimpedanz [6]. **Bild 2** zeigt den Verlauf der Störspannungen, die aus einer Schalttransiente auf der Primärseite resultieren und zwischen dem analogen Eingang des IEDs und Erde anliegen.

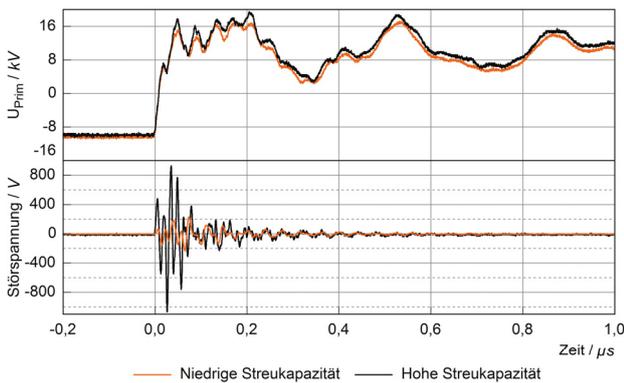


Bild 2 Einfluss der parasitären Streukapazität

Durch eine Änderung des Einbauortes ändert sich die parasitäre Streukapazität zum Primärleiter. Bei ansonsten gleichen Parametern und gleicher Anregung (**Bild 2** oben) fällt die Störspannung am IED-Eingang im Fall der größeren Kapazität fast dreimal so hoch aus als im Einbauort mit der geringeren Kapazität (**Bild 2** unten).

Aufgrund des typischen Aufbaus von Rogowski-Sensoren, bei dem der Sekundärleiter im Zentrum der Wicklung zurückgeführt wird, ergibt sich eine gegenüber dem Erdpotential asymmetrische Störspannungseinkopplung an den beiden Eingangsklemmen des IEDs (**Bild 3**).

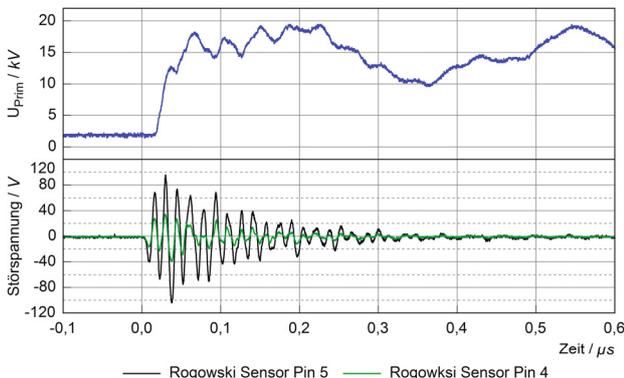


Bild 3 Asymmetrische Gleichtakt-Einkopplung

Durch die unterschiedlichen Störspannungsamplituden an den Eingangsklemmen entsteht ein Gegentaktsignal, das

bei ungünstiger Abtastung als Nutzsignal interpretiert wird und Fehlfunktionen im IED auslösen kann.

Die Sekundärverdrahtung ist bei Kleinsignalwandlern vorwiegend als shielded twisted pair Kabel ausgeführt. Für verschiedene Längen der Signalleitung und verschiedene Arten der Schirmbehandlung ergeben sich bei ansonsten konstanten Parametern ebenfalls unterschiedliche Störspannungsamplituden (**Bild 4**).

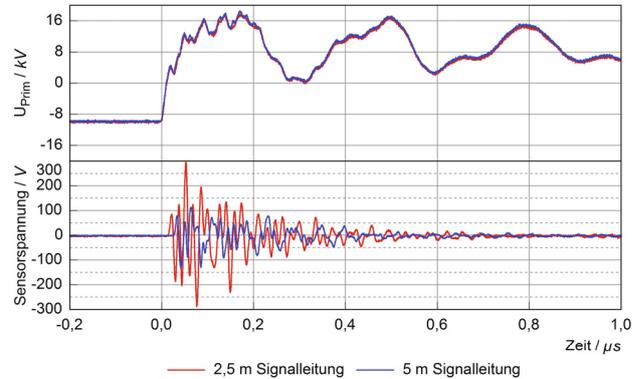


Bild 4 Einfluss der Leitungslänge auf die Störspannung

Die Amplitude fällt bei der Signalleitung mit 5 m Länge geringer aus. Für noch größere Leitungslängen nimmt die Amplitude wieder zu. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Signalleitung nicht mit ihrem Wellenwiderstand abgeschlossen wird und im betrachteten Frequenzbereich nicht als elektrisch kurz angesehen werden kann. Die Transformation in den Frequenzbereich zeigt keine generelle Verschiebung der Resonanzstellen hin zu niedrigeren Frequenzen (**Bild 5**). Es kommt vielmehr zu veränderten Überlagerungseffekten durch die verlängerte Laufzeit.

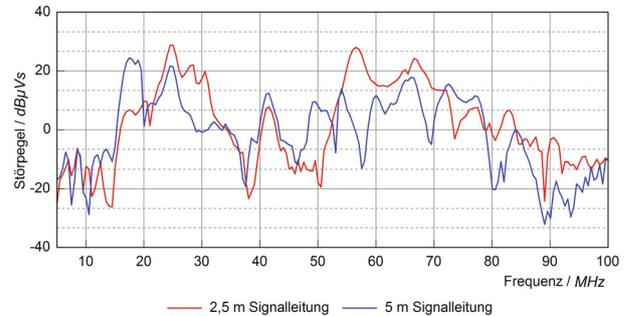


Bild 5 Amplitudendichtespektren der Störspannung bei verschiedenen Leitungslängen

Aufgrund der geringen Signalleistung werden Kleinsignalwandler hochohmig bebürdet (vgl. Abschnitt 1.2.3). **Bild 6** zeigt die Störspannungen an einem IED mit einer sehr hohen und mit der kleinstmöglichen Eingangsimpedanz. Es zeigt sich, dass auch die minimale Senkenimpedanz in Relation zur Quell- und Koppelimpedanz noch immer so hochohmig ist, dass sich die Störspannung dadurch nicht ändert. Die Bauart des Schutzgerätes, bzw. die Beschaffenheit des analogen Eingangskreises hat demnach keine signifikante Auswirkung auf die Amplitude der auftretenden Störspannung.

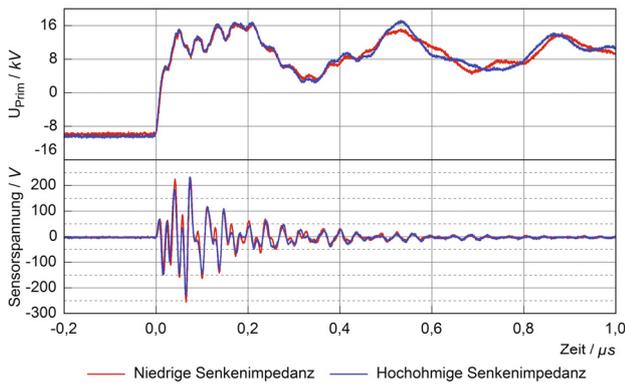


Bild 6 Einfluss der Senkenimpedanz auf die Amplitude

3 Identifizierung der EMV-Problemstellung

Transiente Störgrößen, wie sie beim Schalten in den Primärkreisen entstehen, können durch eine „Electrical Fast Transient/Burst“-Prüfung nachempfunden werden. Die Produktfamiliennorm für Schutzgeräte IEC 60255-26 spezifiziert die dazu erforderliche Generatorladespannung und die Einkoppelmethode nach IEC 61000-4-4. Während die Einkopplung bei konventionellen Wandlern über ein Koppel-Entkoppelnetzwerk (CDN) erfolgt, ist für Kleinsignalwandler die Einkopplung über eine kapazitive Koppelzange (CCC) vorgesehen (**Bild 7**).

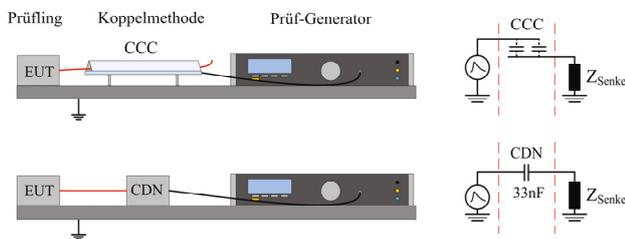


Bild 7 Bisherige Koppelmethoden für die Burst-Prüfung

In einem solchen Aufbau erfolgt die Einkopplung direkt in die Sekundärverdrahtung, was nicht dem in Abschnitt 1.2 beschriebenen Koppelpfad entspricht. Da die Verdrahtung nach IEC 60044-8 geschirmt ausgeführt wird, ist die effektive Koppelkapazität zu gering (**Bild 8**).

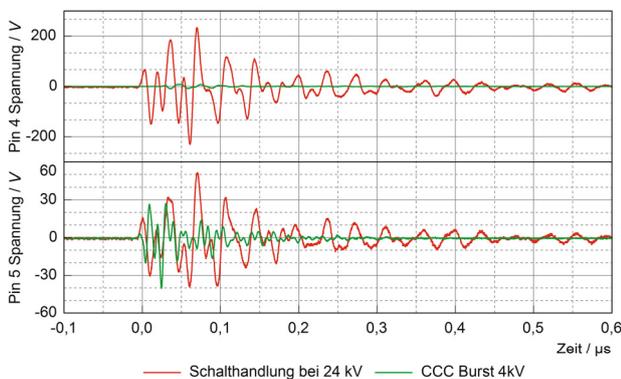


Bild 8 Vergleich von realer und geprüfter Störspannung

Die Amplitude der während der Prüfung eingekoppelten Störspannung bleibt dadurch sowohl auf dem Hin- als auch auf dem Rückleiter (**Bild 8** oben bzw. unten) deutlich unter der Beanspruchung im realen Schaltanlagenbetrieb. Außerdem wird durch diese Art der Einkopplung die in Abschnitt 2 beschriebene Asymmetrie des Koppelpfades nicht nachgebildet. Diese führt in einer realen Applikation zu einer Gleichtakt-Gegentaktkonversion und ist von entscheidender Bedeutung für die Störfestigkeit.

Der Vergleich der Amplitudendichtespektren der Störspannung (**Bild 9**) zeigt breitbandige Überschreitungen der geprüften Störfestigkeitspegel von über 40 dB. Die Prüfung nach IEC 60255-26 kann damit für Kleinsignalwandler als zu schwach angesehen werden.

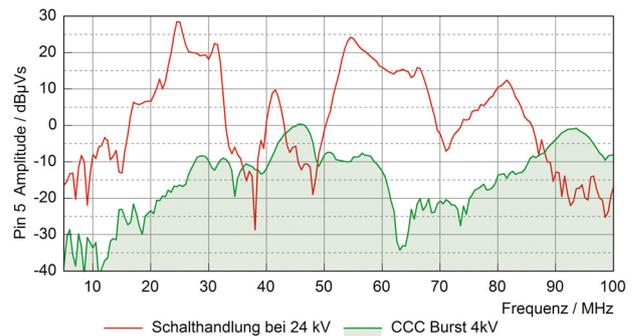


Bild 9 Vergleich der Amplitudendichtespektren von realer und geprüfter Störspannung

Aufgrund dieser Lücken im genormten Prüfverfahren kann es vorkommen, dass Probleme bei der Störfestigkeit neuer Designs erst spät im Entwicklungsprozess erkannt werden. **Bild 10** zeigt den Störschrieb einer Applikation mit Rogowski Sensor, die eine zu geringe Störfestigkeit gegenüber Schalttransienten aufweist.

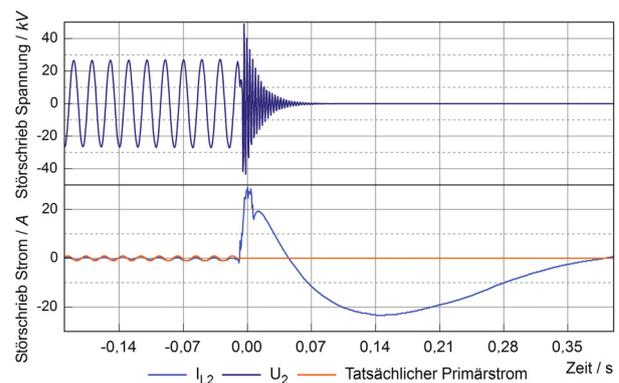


Bild 10 Fehlerbild im Störschrieb

Es wird ein Abgangsfeld mit einem induktiven Laststrom geschaltet. Nach der Kontakttrennung ist der tatsächliche Stromfluss unterbrochen (**Bild 10** unten). Im Signal des Rogowski Sensors ist jedoch eine langsam abklingende Schwingung zu erkennen, die auf einen Einschwingvorgang des Integrators zurückgeht. Das Problem kann mit einer Parameteränderung leicht korrigiert werden, wird aber durch das genormte Prüfverfahren nicht aufgedeckt.

4 Alternative Koppelmethode für die Fast Transient Prüfung

Eine mögliche Lösung für die in Abschnitt 3 beschriebenen Probleme besteht darin, die bei der Prüfung verwendete Koppelmethode anzupassen. Nach der Grundnorm IEC 61000-4-4 besteht die Möglichkeit, produktspezifische Koppelnetzwerke in den jeweiligen Produktnormen zu definieren. **Bild 11** zeigt den Prototypen eines solchen Netzwerks.

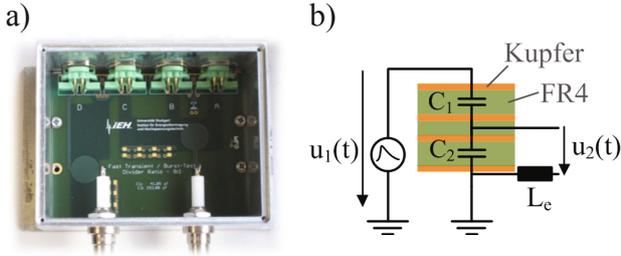


Bild 11 Vorschlag für ein kapazitives Koppelnetzwerk

Das Netzwerk besteht im Wesentlichen aus einem kapazitiven Spannungsteiler, welcher die Streukapazitäten eines Sensors sowohl zum Primärleiter, als auch zur Erde hin größenordnungsmäßig hinreichend genau nachbildet. Die Kapazitäten werden dabei über Koppelflächen auf einer vierschichtigen Leiterplatte gebildet. Der Anschluss für den Prüfgenerator wird auf die obere Lage kontaktiert. Die Koppelfläche ist rund ausgeführt, um hohe Randfeldstärken zu vermeiden. Die beiden mittleren Lagen sind durchkontaktiert und somit auf gleichem Potential. Die eingekoppelte Prüfspannung liegt zwischen diesen und der untersten Lage an. Die diskrete Induktivität L_e bildet die parasitäre Streuinduktivität der Erdanbindung des Sensorgehäuses nach.

Bild 12 zeigt den Aufbau einer Störfestigkeitsprüfung nach IEC 61000-4-4 mit dem vorgeschlagenen kapazitiven Koppelnetzwerk.

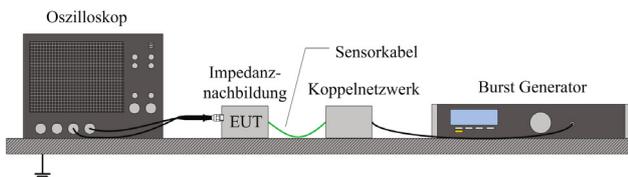


Bild 12 Aufbau zur Messung der realen Prüfspannung

Mit einem Oszilloskop wird der zeitliche Verlauf der Prüfspannung gemessen, die bei einer Generatorladespannung von 4 kV (Level 4) real am Prüfling anliegt.

In **Bild 13** ist der Verlauf der sekundärseitig anliegenden Prüfspannung dargestellt. Die Einkopplung durch das Koppelnetzwerk erfolgt lediglich am Hinleiter (Pin 4), um der in Abschnitt 2 beschriebenen asymmetrischen Gleichaktimpedanz Rechnung zu tragen. Die am Rückleiter (Pin 5) gemessene Prüfspannung entsteht durch kapazitive Kopplung zwischen den beiden verdrehten Adern.

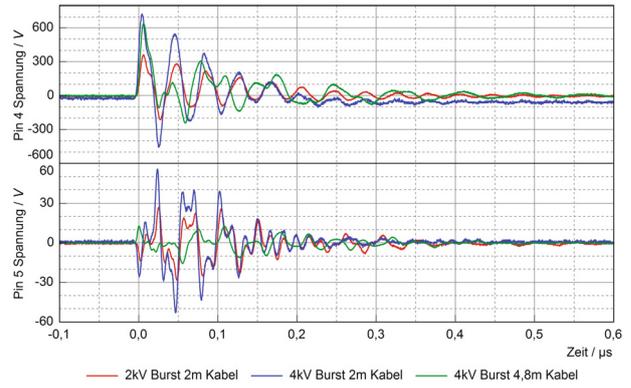


Bild 13 Prüfspannung bei individuellem Burst-Impuls mit dem alternativen Koppelnetzwerk

Bei der künstlichen Anregung durch den Prüfgenerator wird, ebenso wie bei den in Abschnitt 2 beschriebenen realen Schalthandlungen der Einfluss der Signalleitung deutlich. Das in **Bild 14** dargestellte Amplitudendichtespektrum der Prüfspannung zeigt, dass sich Resonanzstellen aufgrund der veränderten Laufzeiten verschieben.

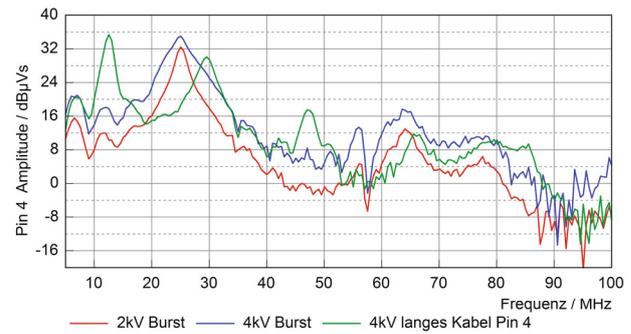


Bild 14 Amplitudendichtespektrum der Prüfspannung

Der direkte Vergleich der am Prüfling anliegenden Störspannung während einer realen Schalthandlung und der Prüfung mit dem kapazitiven Koppelnetzwerk zeigt eine gute Übereinstimmung in Bezug auf die maximale Amplitude und die Abklingzeit (**Bild 15**).

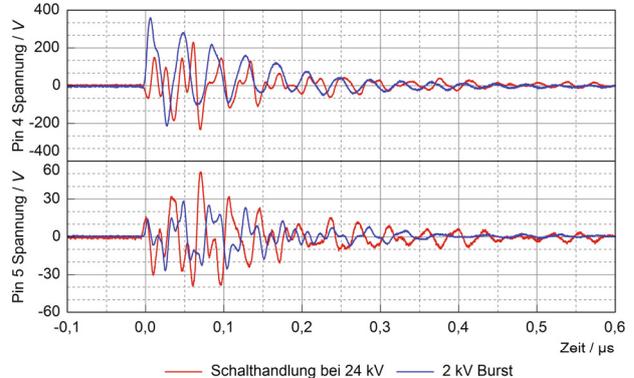


Bild 15 Vergleich von realer und geprüfter Störspannung mit alternativem Koppelnetzwerk

Dies setzt zum einen voraus, dass die verwendete Signalleitung bei Prüfung und realem Betrieb gleich konfektioniert ist. Andererseits ist das Kapazitätsverhältnis des Koppelnetzwerks mit Blick auf den Worst-Case eines ungeschirmten Sensors mit großer Streukapazität zum Primärleiter gewählt. Für geschirmte Sensoren mit kleinen Abmessungen fällt die Prüfung daher bezogen auf die maximale Störspannungsamplitude etwas schärfer aus.

5 Zusammenfassung

Passive Kleinsignalwandler haben gegenüber klassischen induktiven Wandlern verschiedene technische Vorzüge und werden immer häufiger in Schaltanlagen für Mittelspannung eingesetzt. Aufgrund der speziellen Eigenschaften dieser Wandler gibt es jedoch auch signifikante Änderungen im Hinblick auf die elektromagnetische Störfestigkeit während Schalthandlungen. In diesem Beitrag wird anhand von Messungen in einem Laboraufbau untersucht welche Störspannungen dabei am Eingang eines IEDs anliegen. Als Ergebnis ist festzuhalten, dass sich insbesondere die Streukapazität zum Primärleiter und die Leitungslänge stark auf die Störspannungsamplitude auswirken, während der Einfluss der Senkenimpedanz vernachlässigbar ist.

Die gemessenen Störgrößen werden anschließend mit den im Rahmen der EMV-Typprüfung des IEDs getesteten Störgrößen im Zeit- und Frequenzbereich verglichen. Dabei wird deutlich, dass insbesondere im Fall von geschirmten Sensorkabeln die realen Störgrößen wesentlich stärkere spektrale Anteile besitzen als bei der Störfestigkeitsprüfung getestet werden. Dies liegt u.a. darin begründet, dass der Koppelpfad bei der Prüfung die Verhältnisse im realen Schaltfeld nicht korrekt abbildet. Die Beaufschlagung der geschirmten Wandlerverdrahtung mit „Burst“-Impulsen über eine kapazitive Koppelzange stellt keine realistische Nachbildung des Koppelpfades dar, da die Kopplung hauptsächlich im Wandler selbst stattfindet. Im relevanten Frequenzbereich zwischen 1 MHz bis 100 MHz übersteigt der reale den geprüften Störpegel um bis zu 40 dB.

Auf der Grundlage dieser Erkenntnisse wird eine alternative Methode zur Einkopplung der Prüfspannung vorgeschlagen, bei der anstelle der Koppelzange ein breitbandiger kapazitiver Teiler verwendet wird. Dieser wird anstelle des Kleinsignalwandlers in den Sekundärkreis eingebracht. Durch die Berücksichtigung des kompletten Ausbreitungsweges zwischen Störquelle und Störsenke wird bei dieser Art der Prüfung eine wesentlich bessere Korrelation zwischen geprüften und real auftretenden Störgrößen erreicht.

6 Literatur

- [1] IEC technical committee 95, "IEC 60255-26 Measuring relays and protection equipment - Part 26: Electromagnetic compatibility requirements" – Edition 3.0, 2013.
- [2] I. t. c. 38, IEC 60044-8 Instrument transformers - Part 8: Electronic current transformers, 2002.
- [3] P. Mähönen, V. Virtanen und T. Hakola, „The Rogowski coil and the voltage divider in power system protection and monitoring,“ *Proceedings CIGRE, China*, 2000.
- [4] IEEE Power System Relaying Committee, „Practical Aspects of Rogowski Coil Applications to Relaying,“ IEEE, 2010.
- [5] D. Burger, Elektromagnetische Verträglichkeit in Mittelspannungsschaltanlagen während Schalthandlungen, 2013.
- [6] C. Paul, Introduction to Electromagnetic Compatibility, New York: John Wiley & Sons Inc., 1992.